

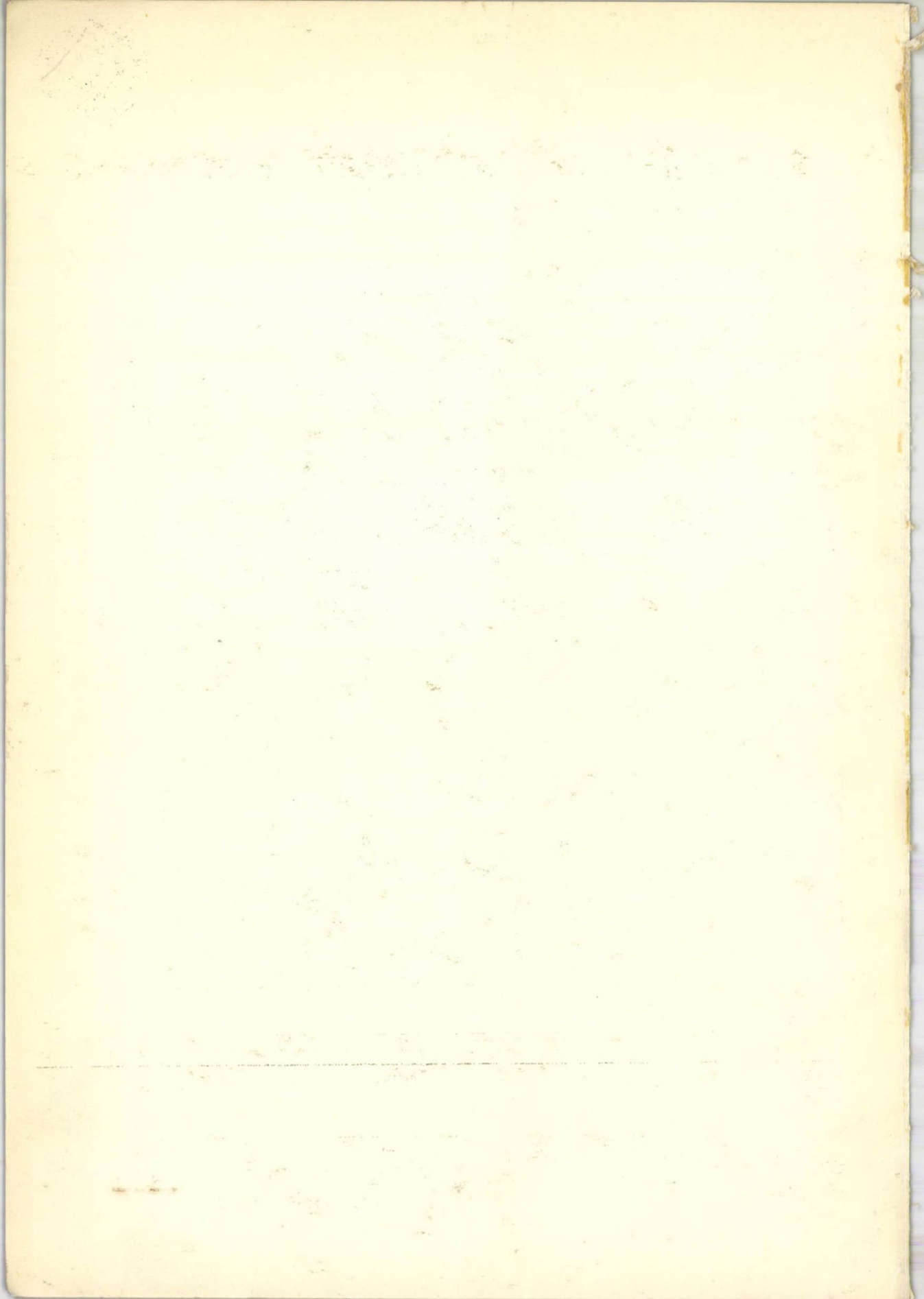
E 4524/3

BULETINUL UNIVERSITĂȚII DIN BRAȘOV

Seria A/III MECANICĂ APLICATĂ
CONSTRUCȚII DE MAȘINI

Vol. XVI • 1974

CONSTRUCȚIA DE MAȘINI
ȘI TEHNOLOGIA
PRELUCRĂRII METALELOR



L: 083015



BULETINUL UNIVERSITĂŢII DIN BRAŞOV

SERIA A/ III

Mecanică aplicată — Construcţii de maşini

Vol. XVI

**Construcţia de maşini şi
tehnologia prelucrării materialelor**

1974

COLEGIUL DE REDACTIE

Prof.em.dr.doc.șt.ing.Radu C.Bogdan
(președinte), Conf.dr.ing.Florea
Dudiță (vicepreședinte), Prof.dr.
Victor Stănescu (vicepreședinte),
Prof.dr.ing.Gheorghe Ionescu, Prof.
dr.doc.șt.ing.Ioan Deutsch (redac-
tor șef), Prof.dr.ing. Vasile
Andreescu (redactor șef adjunct),
asist.ing.Dietmar Ehrlich (secretar).

COMITETUL DE REDACTIE

Conf.dr.ing.Dan Abăitancei, Sef lucr.dr.ing.Sergiu
Chiriacescu, Sef lucr.dr.ing.Gheorghe Deliu, Conf.
dr.ing.Ioan Drăghici (redactor șef), Conf.dr.ing.
Ioan Goia, Prof.dr.ing.Victor Hoffman, Sef lucr.
dr.ing.Aurel Jula (secretar științific), Conf.dr.
ing.Simion Popescu (redactor șef adjunct), Prof.
dr.ing.Carol Saal, Prof.dr.ing.Leopold Sauer, Conf.
dr.ing.Vasile Sova, Prof.em.dr.ing.Ioan Stănescu,
Prof.dr.ing.Petre Tudoran, Prof.dr.ing.Marin Untaru,
Prof.dr.ing.Vasile Vulcu.

Materialele au fost primite la redacție în 20 februarie 1974.

III

S U M A R

CONSTRUCTIA DE MASINI SI TEHNOLOGIA PRELUCRARIII METALELOR

	Pag.
AL.VAIDA: Concluzii privind posibilitățile măririi preciziei de lucru a mașinilor de frezat roți dințate.....	1
V.SUTEU: Cu privire la precizia în lanțurile cinematice de filetare.....	11
GH.BONCOI, P.CRUCIAT, GH.BOANGIU, I.STEFAN, E.IONESCU: Cercetări experimentale asupra elementului pneumatic de comutație cu turbulență.....	21
S.VASII=ROSCULET: Determinarea capacității portante a reazemelor intermediare ale ghidajelor hidrostatice rectilinii pentru mașini unelte.....	33
GL.RUSAN, M.IVAN, P.MANIUT: Contribuții privind prelucrarea și mașinile de prelucrat prin procedeul electrochimic de dizolvare a metalelor.....	43
R.WERTHEIM, GH.OBACIU: Asupra unei metode pentru analiza mijlocită a uzurii electrodului sculă la prelucrarea electroerozivă.....	55
GH.OASLER, N.COJINETCHI, V.BELOUSOV: Influența erorilor de poziționare a burghiilor elicoidale asupra unor parametri geometrici ai feței de așezare obținută prin ascuțirea cilindro-eliptică dublă.....	65
B.PLAHTEANU, N.GHERGHEL: Cercetări privind condițiile raționale de abrazare a unor materiale utilizate în construcția sculelor așchietoare.....	75
I.POPESCU: Studiul privind influența forței de rulare, a avansului de lucru și a geometriei corpurilor de rulare asupra gradului de omogenitate a stratului superficial ecruisat.....	87

IV

	Pag.
E.BOTEZ, V.MORARU, A.CHIONEA, N.PREDINCEA, I.V.IONESCU: De-terminarea regimurilor optime de aşchiere la găurirea poliamidei româneşti "Duramid".....	93
M.TEODORESCU: Aspecte de bază legate de obţinerea rugozită-ţii la strunjirea de finisare.....	103
E.CONSTANTIN: Identificarea modelului dinamic al procesului de aşchiere în cazul prelucrării cu viteze foarte mari a aliajelor de aluminiu.....	113
D.HOLLANDA, I.MARGINEANU: Inlocuirea arcului de evolventă cu un arc de cerc prin minimalizarea erorilor, utilizând un calculator numeric.....	125
V.CALIN, D.BAROZZI: Cercetări privind aplicarea unor noi tehnologii de lipire a metalelor, cu aplicatii la fabri-carea schimbătoarelor de căldură din aluminiu.....	131
E.JAKAB: Posibilităţi de utilizare a nisipurilor regenerare la prepararea amestecului de formare.....	143
V.VULCU, N.VESTEMEANU, C.SAMOILA : Influenţa compoziţiei amestecurilor de formare şi miezuire asupra căldurii specifice şi a coeficientului de conductibilitate ter-mică.....	155
ALEX.CONSTANTINESCU: Ameliorarea calitativă a lianţilor a-norganici minerali utilizaţi în amestecurile de for-mare.....	165
D. COSTESCU: Consideraţiuni privind realizarea formelor me-talo-ceramice.....	175
I.DRAGAN, T.CANTA, N.BOER: Consideratii privind comportarea la deformare la cald şi semicald a oţelurilor de rul-menţi.....	187
V.FITERAU: Stratul fluidizat, mediu de tratament termic.....	197
I.GIACOMELLI: Unele aspecte ale măririi durabilităţii scu-lelor din oţel rapid prin tratamente termice şi de suprafaţă.....	209
L.SCOROBETIU, GH.PITIS: Preîncălzirea parţială a matriţelor.	221

V

S U M M A R Y

MACHINE BUILDING AND METALWORKING TECHNOLOGY

	Pag.
Al.VAIDA : Conclusions Concerning the Possibilities of Increasing Precision in Work of the Gear-Milling Machine	1
V.SUTEU : On Precision in Kinematic of Threading Linkages	11
GH.BONCOI, P.CRUCIAT, GH.BOANGIU, I.STEFAN, E.IONESCU : Experimental Research on the Pneumatic Turbulence Unit for Comutation	21
S.VASII-ROSCULET : Determination of the Bearing Capacity of the middle Supports of the Hydrostatic Rectilinear Slides for Machine Tools	33
GL.RUSAN, M.IVAN, P.MANIUT : Contributions to Machining and Machine Tools for Electro-Chemical Solving of Metals.....	43
R.WERTHEIM, GH.OBACIU : On a Method for an Indirect Analysis of the Tool Electrode in Electro-Erosion Metalworking	55
GH.CASLER, N.COJINETCHI, V.BELOUSEV : Influence of Positioning Errors of Helical Drills on Some Geometric Parameters of the Back Edge Obtained by double Cylindroidal Tapering	65
B.PLAHTEANU, N.GHERGHEL : Researches Concerned with Rational Abrazing Conditions of Some Materials Used in Tools Production	75
I.POPESCU : A Study of the Influence of the Rolling Force, of Feed and Body Geometry on the Degree of Homogeneity of the Cold-Hardened Superficial Layer..	87
E.BOTEZ, V.MORARU, A.GHIONEA, N.PREDINCEA, I.V.IONESCU : Determination of the Optimum Cutting Conditions in Boring Romanian Polyamid „Duramid”	93
M.TEODORESCU : Major Aspects regarding the Roughness Obtained in Finish Turning.....	103
E.CONSTANTIN : Identification of the Dynamic Model of the Cutting Process in the Case of High Speed Machining of Aluminium Alloys	113

VI

D.HOLLANDA, I.MARGINEANU : Replacement of the Evolvent Arc by a Circular Arc through Error Minimalization Using a Digital Computer	125
V.CALIN, D.BAROZZI : Researches on the Application of Some New Technologies of Soldering Metals to be Used in Aluminium Heat Exchangers Production	131
E.JAKAB : Possibilities of Using Regenerated Sand in Sand Preparation	143
V.VULCU, N.VESTEMEANU, C.SAMOILA : Influence of Moulding Sand and Core Sand Composition on Heat Capacity and the Coefficient of Thermal Conductivity	155
ALEX.CONSTANTINESCU : Improvement of Mineral Inorganic Binders Used in Moulding sands	165
D.COSTESCU : Considerations on the Production of Metal Ceramic Moulds	175
I.DRAGAN, T.CANTA, N.BOER : Considerations on Hot and Semi-Hot Deformation Behaviour of Ballbearing Steel.	187
V.FITERAU : The Fluidized Layer as a Heat Treatment Medium	197
I.GIACOMELLI : Some Aspects of Increasing High Speed Steel Tool Life by Heat Treatment and Surfacing	209
L.SCOROBETIU, GH.PITIS : Partial Pre-heating of Dies	221

VII

S O M M A I R E

LA CONSTRUCTION DE MACHINES ET LA TECHNOLOGIE DU TRAVAIL DES METAUX

	Page
AL.VAJDA: Conclusions concernant les possibilités d'augmentation de la précision de travail des machines à fraiser des roues dentées	1
V.SUTEU: Concernant la précision dans les chaines cinématiques de filetage	11
GH.BONCOI, P.CRUCIAT, GH.BOANGIU, I.STEFAN, E.IONESCU: Recherches expérimentales sur l'élément pneumatique de commutation à turbulence	21
S.VASII-ROSCULET: La détermination de la capacité portante des appuis intermédiaires des guidages hydrostatiques rectilignes pour les machines- outils	33
GL.RUSAN, M.IVAN, P.MANIUT: Contributions concernant le travail et les machines à travailler par le procédé électrochimique de dissolution des métaux	43
R.WERTHEIM, GH.OBACIU: Sur une méthode pour l'analyse intercé- dée de l'usure de l'électrode-outil au travail électro-érosif	55
GH.CASLER, N.COJINETCHI, V.BELOUSEV: L'influence des erreurs de position des forets hélicoïdaux sur certains paramètres géométriques de la face de mise obtenue par l'aiguisage cylindro-elliptique double ..	65
B.PLAHTEANU, N.GHERGHEL: Recherches concernant les conditions rationnelles d'abrasion de certains matériaux utilisés dans la construction des outils à découper	75
I.POPESCU: Etude concernant l'influence de la force de roulage, de l'avance de travail et de la géométrie des	

VIII

	Page
corps de roulage sur le degré d'homogénéité de la couche superficielle écrouissée	87
E.BOTEZ, V.MORARU, A.GHIONEA, N.PREDINCEA, I.V.IONESCU: La dé- termination des régimes optimales de coupe à la perforation de la polyamide roumaine "Duramid" ...	93
M.TEODORESCU: Aspects essentiels liés à l'obtention de la ru- gosité au finissage au tour	103
E.CONSTANTIN: L'identification du modèle dynamique du processus de coupe pour le cas d'un travail à vitesses très grandes des alliages d'aluminium	113
D.HOLLANDA, I.MARGINEANU: Le remplacement de l'arc de déve- loppante par un arc de cercle en minimisant les erreurs, à l'aide d'un calculateur numérique	125
V.CALIN, D.BAROZZI: Recherches concernant l'application de quelques technologies nouvelles de soudage des mé- taux, avec des applications à la fabrication des échangeurs de chaleur en aluminium	131
E.JAKAB: Possibilités d'utilisation des sables régénérés dans la préparation du sable de moulage	143
V.VULCU, N.VESTEMEANU, C.SAMOILA: L'influence de la composition des sables de moulage ou à noyaux sur la chaleur spécifique et sur le coefficient de conductibilité thermique	155
ALEX.CONSTANTINESCU: L'amélioration des liants inorganiques utilisés dans les sables de moulage	165
D.COSTESCU: Considérations concernant la réalisation des mou- les métalo-céramiques	175
I.DRAGAN, T.CANTA, N.BOER: Considérations concernant le com- portement à la déformation à chaud et demi-chaud des aciers à roulements	187

V.FITERAU: La couche fluidisée, milieu de traitement thermique	197
I.GIACOMELLI: Quelques aspects de l'augmentation de la durabilité des outils en acier rapide par des traitements thermiques et de surface	209
L.SCOROBETIU, GH.PITIS: Le réchauffage partiel des matrices .	221

X

INHALTSVERZEICHNIS

MASCHINENBAU UND TECHNOLOGIE DER BEARBEITUNG

	Seite
AL.VAJDA: Schlussfolgerungen betreffend die Möglichkeiten der Arbeitsgenauigkeit Zahnfräsmaschinen	1
V. SUTEU: Über die Präzision der kinematischen Ketten bei den Gewindeschneiden	11
GH.BONCOI, P.CRUCIAT, GH.BOANGIU, I. STEFAN, E.IONESCU: Forschungsversuche über das pneumatische Umschaltetelement mit Turbulenz	21
S.VASII-ROSCULET: Bestimmungen der Tragfähigkeit bei den Zwischenspritzen der hydrostatischen geradlinigen Führungen bei Werkzeugmaschinen	33
GL.RUSAN, M.IVAN, P.MANIUT: Beiträge betreffend die Bearbeitung und die Bearbeitungsmaschinen die auf elektrochemische Erosion der Metalle beruhen.	43
R.WERTHEIM, GH.OBACIU: Über eine Methode zur mittelbaren Bestimmung des Werkzeugelektrodenverschleisses bei elektroeroziver Bearbeitung	55
GH.CASLER, N.COJINETCHI, V.BELOUSOV: Einfluss der Positionfehler bei Spiralbohrer auf einige geometrische Parameter der Auflagefläche durch doppelten zylindrisch-eliptischen Schliff	65
B.PLAHTEANU, N.GHERGHEL: Forschungen betreffend rationelle Schleifbedingungen einiger, im Werkzeugbau verwendeten Werkstoffe	75
I.POPESCU: Studium über den Einfluss der Rollkraft des Arbeitsvorschubes und der Geometrie der Rollkörper, den Gleichförmigkeitsgrad der verfestigten Oberflächenschichte betreffend	87

E.BOTEZ, V.MORARU, A.GHIONEA, N.PREDINCEA, I.V.IONESCU:	
Bestimmung des optimalen Zerspannbetrieb- weise beim Bohren rumänischen Duramid-Plast- massen	93
M.TEODORESCU: Grundaspekte zur Erlangung einer entsprechen- den Oberflächenbeschaffenheit beim Feinst- drehen	100
E.CONSTANTIN: Identifizierung des dynamischen Modells der Zerspannungsbearbeitung mit Grösstgeschwindig- keiten bei Aluminiumlegierungen	113
O.HOLLANDA, I.MARGINEANU: Ersetzung des Evolventenbogens mit einem Kreishogen durch die Verminderung des Fehlermittels eines Zahlrechners	125
V.CALIN, D.BAROZZI: Forschungen zur Anordnung einer neuen Metalllötmethodo mit Anwendungen für den Bau der Wärmeauslaescher aus Aluminium	131
E.JAKAB: Verwendungsmöglichkeiten von regenerierten Giess- sand zur Bereitung Formmasse	143
V.VULCU, N.VESTEMEANU, C.SAMOILA: Einfluss der Zusammen- setzung der Form und Kernmasse auf die spe- zifische Wärme und Wärmeleitzohl	155
D.COTESCU: Betrachtungen betreffend die Ausführung von metall-keramischen Formen	175
I.DRAGAN, T.CANTA, N.BOER: Betrachtungen betreffend des Verhaltens der Kugellagerstähle bei Formände- rungen durch Wärme oder Halbwärme	187
V.FITERAU: Die mittlere Flüssigkeitsschichte der Wärmebe- handlung	197

XII

Seite

- I.GIACOMELLI: Einige Betrachtungen zur Verbesserung der
Haltbarkeit von Werkzeugen aus Schnellstahl
durch Wärme und Oberflächenbehandlung..... 209
- I.SCOROBETIU, GH.PITIS: Teilvorwärmung von Matrizen..... 221

CONCLUZII PRIVIND POSIBILITATILE MARIRII PRECIZIEI
DE LUCRU A MASINILOR DE FREZAT ROTI DINTATE

Dr.ing. Al. Vaida, profesor la Universitatea din Braşov

1. Introducere

Prezenta lucrare constituie ultima fază a seriei de studii teoretice şi verificări experimentale, efectuate în colaborare cu I.C.P.M.U.A. Bucureşti, a căror scop a fost măsurarea erorilor cinematice, depistarea surselor care produc erorile cinematice ; determinarea ponderii lor de participare şi formularea unor concluzii care să conţină propuneri către constructorul şi beneficiarul maşinilor de frezat roţi dinţate, prin aplicarea cărora să se obţină mărirea preciziei de lucru a acestor maşini. Dacă lucrările anterioare s-au referit la verificarea şi măsurarea preciziei maşinilor de frezat roţi dinţate din punct de vedere static şi a preciziei cinematice la funcţionarea în gol a maşinii, la acea-
tă fază, precizia cinematică şi rigiditatea torsională a lanţului de rulare au fost studiate în condiţii de solicitare dinamică a maşinii.

2. Verificarea preciziei dinamice la lanțul de rulare

Determinarea preciziei de lucru a mașinii se obține prin măsurarea preciziei pasurilor dinților roților dințate de probă, respectiv prin măsurarea diferenței maxime a pașilor circulari învecinați (E_{cp}) în micrometri (μm) pe diagrama erorilor, sau (ΔE_{cp}) în radiani direct pe roata de probă. Relațiile deduse și interpretate în [1] și [2] sînt :

$$\Delta E_{cp} = 2a_o \cdot \sin^2 \frac{\pi \cdot \gamma}{Z_p} ; \quad (1)$$

$$E_{cp} = a_o \cdot \sin \frac{\pi \cdot \gamma}{Z_p} , \quad (2)$$

unde a_o - amplitudinea erorii cinematice ciclice ;

γ - numărul de perioade a erorii cinematice ciclice la o rotație a mesei mașinii, care rezultă din numărul de dinți al roții melcate de divizare raportat la numărul de începuturi al melcului divizor.

Z_p - numărul de dinți la roata prelucrată, și se determină în baza concluziilor din [1] , [2] și [3] și proiectat de norme CAER astfel ca erorile să obțină valori maxime, medii și minime posibile.

Precizia lanțului cinematic de rulare, supus la solicitări dinamice s-a studiat sub aspectul influenței procesului de aşchiere asupra erorii de rulare ca urmare a deformării organelor componente și sub aspectul variației amplitudinii erorilor cinematice sub influența solicitărilor dinamice care apar în lanțul cinematic de antrenare și de rulare. Studiile teoretice și verificările experimentale efectuate la diverse turații și numere de dinți pe prototipul unei mașini de frezat roți dințate de precizie, au

scos în evidență faptul că efectele solicitărilor dinamice din lanțul cinematic de antrenare și rulare influențează foarte mult legea clasică de însumare vectorială și reducere a erorilor cinematice la arborele port-sculă și la masa mașinii, după care se calculează erorile de rulare ($\Delta\varphi$) luând la bază criteriile pur cinematice. După cum rezultă și din [4] și [5] eroarea de rulare ($\Delta\varphi$) rezultă din erorile cinematice reduse la nivelul sculei ($\Delta\varphi_s$), demultiplicate cu Z_p reglat și scăzute din erorile cinematice reduse la masa mașinii ($\Delta\varphi_M$) adică :

$$\Delta\varphi = \Delta\varphi_M - \frac{\Delta\varphi_s}{Z_p} \quad (3)$$

În baza calculelor cinematice efectuate s-a demonstrat că erorile cinematice din lanțul de antrenare nu influențează eroarea de rulare ($\Delta\varphi$). Această concluzie dedusă teoretic nu s-a adeverit în întregime cu ocazia verificărilor experimentale fiind influențate de anumite erori de ajustare și montare constatate la mașina verificată.

Măsurarea erorilor cinematice s-a efectuat folosind aparatura DA - 180 - T KLINGELNBERG, completată cu aparatura de analiză frecvențială BRUEL - KJAER. În scopul justificării valorilor măsurate s-au mai folosit și traductorii seismici tip B.D.HOTTINGER. Acest tip de traductori s-a folosit cu succes la măsurarea efectelor solicitărilor dinamice cauzate de intrarea dinților frezei în materialul piesei de prelucrat și a erorii cinematice introduse prin mutarea unei roți cu excentricitate sunoscută în locul roții de schimb (a) de antrenare.

Motorul electric, lanțul cinematic de antrenare și cel de rulare alcătuiesc de fapt un sistem oscilant cu mai multe grade de libertate. Acest sistem dinamic permite ca la funcționarea cu di-

verse turații a arborelui port-sculă, sau la diverse numere de dinți (Z_p), erorile cinematice din lanțul de antrenare și de rulare să-și modifice amplitudinile și să se combine vectorial mereu în alte proporții, astfel încît eroarea de rulare ($\Delta\varphi$) va obține diverse valori chiar dacă Z_p rămîne constant. Acest fenomen s-a ilustrat într-un număr mare de diagrame dintre care un exemplu este redat în figura 1. Diagramele reprezintă analiza frecvențială a variației erorilor cinematice ale lanțurilor de antrenare și rulare în funcție de turațiile arborelui port-sculă. Ordonatele reprezintă amplitudinea fiecărei surse de erori cinematice, unde numerotarea corespunde cu organele componente ale lanțurilor menționate pe schema cinematică din figura 3. Pe diagramele de analiză frecvențială se poate urmări regula de formare a erorii ($\Delta\varphi$) ca diferență algebrică a erorilor ($\Delta\varphi_M$) și ($\Delta\varphi_S$). De asemenea se pot trage concluzii asupra influenței fiecărui organ component al lanțului cinematic asupra valorii erorii de rulare ($\Delta\varphi$).

Pentru a evidenția și mai mult comportarea lanțului cinematic la solicitare dinamică, s-a montat o roată cu excentricitate cunoscută. De asemenea masa inertială a organelor în mișcare de rotație a fost modificată prin scoaterea volantului, urmărindu-se astfel manifestarea efectelor dinamice ale erorii cinematice introduse artificial în cele două situații : cu și fără volant. Verificările experimentale astfel efectuate au demonstrat că între organele în mișcare de rotație, în dreptul îmbinărilor prezintă cedări importante, lanțul cinematic de rulare și de antrenare comportându-se ca un ansamblu de sisteme seismice oscilante, fiind excitate prin intermediul elementelor elastice. Un exemplu de ase-

menea diagramă este redat în figura 2. Din studierea acestor diagrame se pot trage concluzii asupra comportării organelor lanțului și influențare a erorii de rulare prin amplificare sau amortizare. Traductorul rapid (DA - 180 - T) a fost montat pe diferiți arbori ai lanțului cinematic variind numărul organelor componente din ramura studiată.

3. Rigiditatea la torsiune a lanțului cinematic de rulare

În scopul determinării rigidității la torsiune a lanțului cinematic supus solicitărilor dinamice cauzate de procesul de prelucrare cu freza melc, în prima fază s-a determinat rigiditatea statică. Procedul folosit se bazează pe aplicarea unui cuplu de forțe, continuu crescător la arborele port-sculă, după ce s-a blocat masa mașinii sau oricare din roțile componente ale lanțului de rulare și pe măsurarea deformațiilor unghiulare, funcție de valoarea momentului aplicat, în diverse puncte ale lanțului. Măsurările s-au efectuat atât la încărcare cât și la descărcare, aparatul înregistrator descriind curbele caracteristice pentru fiecare caz. Din aceste curbe, reprezentând rigiditățile torsionale relative s-au putut determina valorile cedărilor elastice pe diverse ramuri ale lanțului, ceea ce se poate urmări pe schema cinematică din figura 3.

Dacă : $J_1, J_2, \dots, J_n$, reprezintă rigiditatea torsională relativă a organului respectiv din lanț ;

$c_1, c_2, \dots, c_n$, cedarea elastică unghiulară a organului respectiv din lanț și

$i_{1-2}, i_{2-3}, \dots$ - raportul de transmitere al angrenajului care leagă organele menționate în indice,

atunci, cedările pot fi calculate cu relații deduse succesiv, de

exemplu pentru cedarea ramurii cuprinzând organele 1, 2 și 3, se deduce relația :

$$C_{1-3} = C_3 \cdot i_{2-3}^2 + C_2 \cdot i_{1-2} + C_1 \quad (4)$$

Folosind diagramele amintite mai sus, s-au calculat valorile numerice ale acestor cedări, în sec/da.N.m . Pentru determinarea cedării totale a lanțului de rulare fiecare ramură participă numai cu o parte din cedarea ei datorită raportului cu care se transmite mișcarea.

În continuare, o deosebită atenție s-a acordat măsurării deformațiilor unghiulare la arborele port-sculă, respectiv la masă când acestea sînt supuse la solicitări dinamice, deci în timpul frezării. Procedul a constatat în prelucrarea unor roți dințate avînd diferite numere de dinți, fiecare prelucrat cu diferite regimuri de așchiere. Folosind traductoarele seismice și aparatura amintite mai sus, pentru măsurarea erorii de rulare ($\Delta\varphi$), momentul de torsiune la arborele port-sculă (M_t) și puterea motorului electric principal, pe diagrame similare din figura 2, s-a putut urmări eroarea cinematică de rulare determinată de variația, frecvența acestei erori, precum și prezența unor erori cu frecvență diferită.

4. Concluzii finale

Din compararea rezultatelor teoretice cu cele obținute pe cale experimentală s-a putut deduce că procedul utilizat poate fi generalizat și recomandat pentru aprecierea preciziei de lucru a mașinilor de frezat roți dințate și similare. Se poate deduce care din mecanismele lanțului de rulare constituie sursă de erori și ponderea lor de influențare. Astfel se pot formula propuneri atât pentru faza de proiectare, cît și cea de execuție, respectiv de

exploatare, astfel ca precizia de lucru dorită să se poată realiza cât mai economic. S-a demonstrat că utilizarea dispozitivelor auxiliare de compensare a erorilor de rulare contribuie în măsură esențială asupra măririi preciziei.

Bibliografie

- [1]. Levașov, I. V. : Rasçiot kinematiceskoj toçinosti zubofrezernih stankov - Mașinostroenie, Moskva, 1966
- [2]. Opitz, H., Eggert, W., Faulstich, H.I. : Untersuchungen über die Fertigungsgenauigkeit beim Walzfräsen von Stirnrädern, Westdeutscher Verlag, Köln - Opladen 1967.
- [3]. De Jong, H. : Der Einfluss der Fertigungsgenauigkeit auf das Laufverhalten von Stirnrad - getrieben - Industrie - Anzeiger nr. 80, 5 oct. 1972.
- [4]. Menz, P. : Dynamisches Verhalten der Werkzeugspannung und benachbarter Baugruppen an Wälzfräsmaschinen. Fertigungstechnik und Betrieb nr. 8 1971.
- [5]. Vaida, Al., Velicu, S. : Verificări asupra preciziei cinematice a mașinilor de frezat roți dințate. In : Construcția de mașini nr. 4 1973.

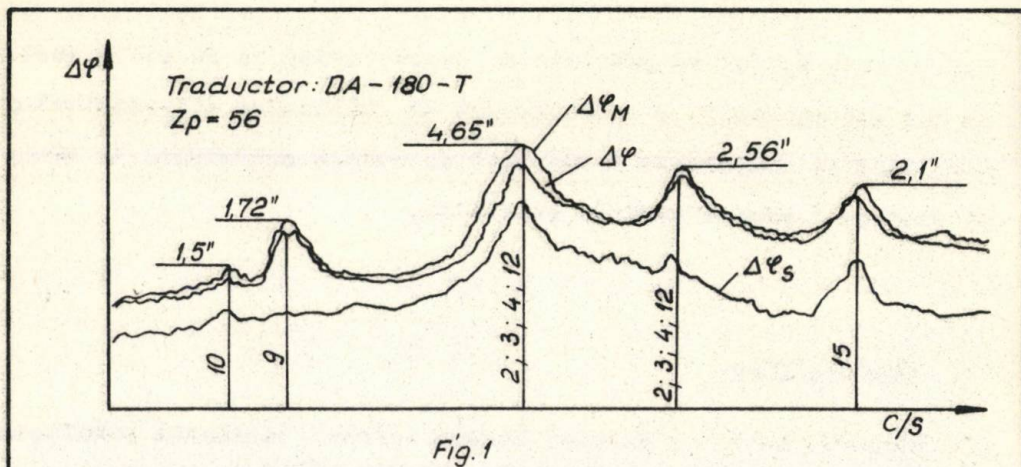
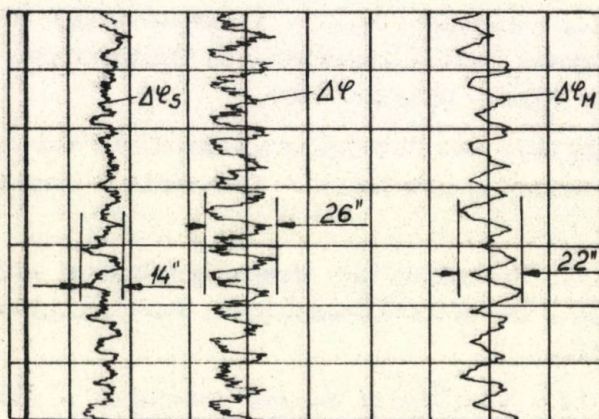
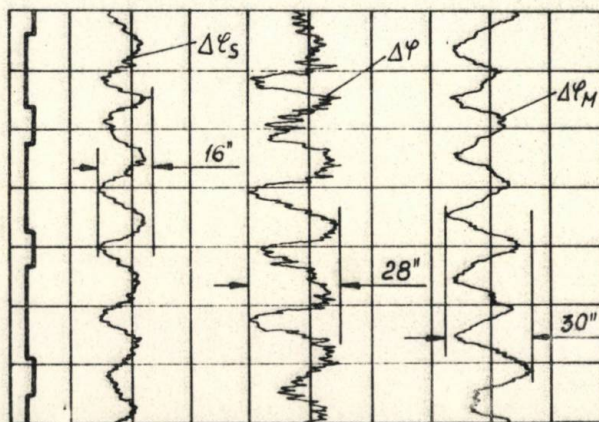


Fig. 1



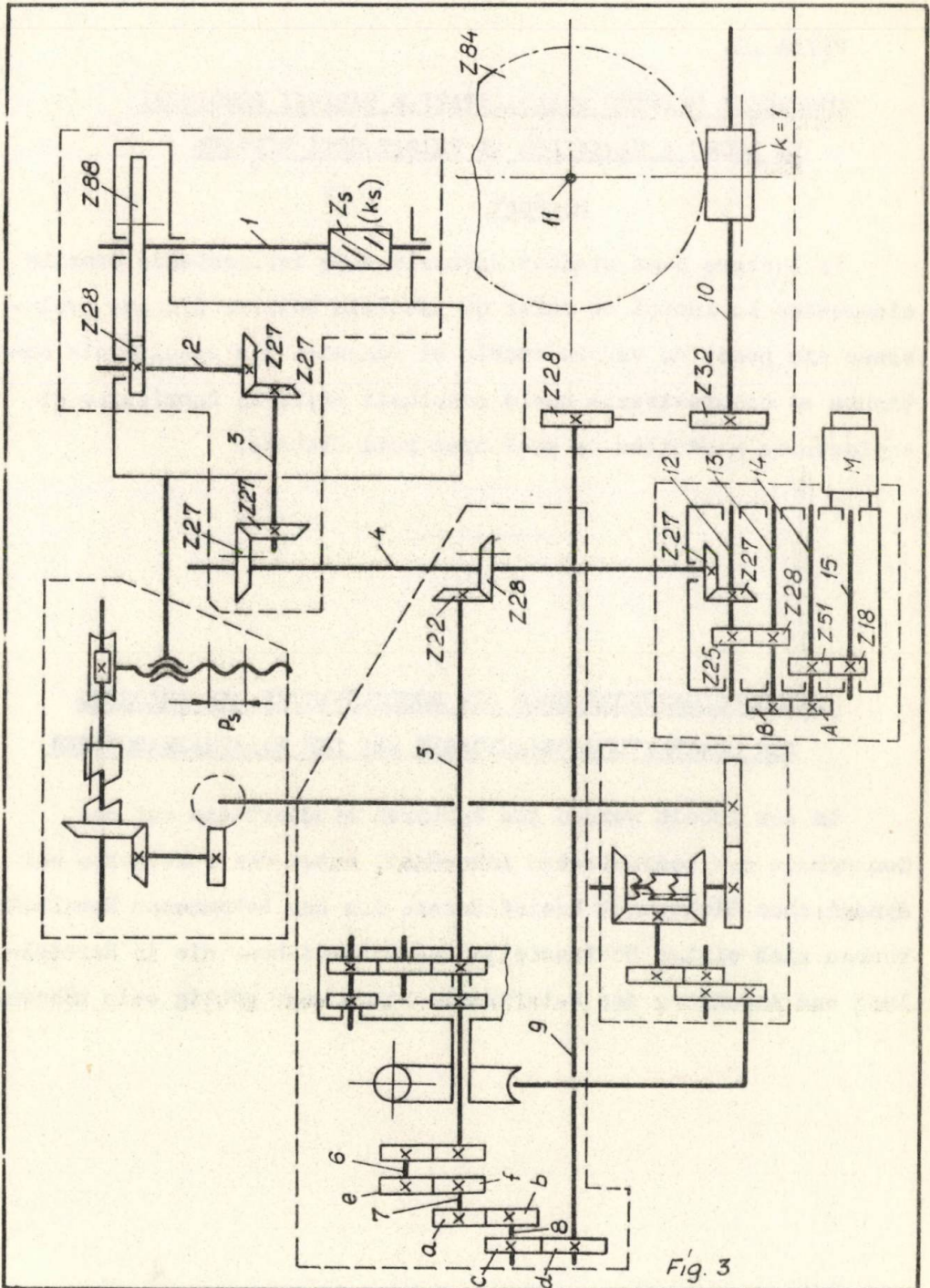
Inregistrări cu traductor
BD-HBM

a.) Cu volant



b.) Fără volant

Fig. 2



VAIDA AL.

CONCLUZII PRIVIND POSIBILITATILE MARIRII PRECIZIEI

DE LUCRU A MASINILOR DE FREZAT ROTI DINTATE

Rezumat

In lucrare s-au studiat factorii care influențează erorile cinematice la lanțul de rulat și precizia roților dintate prelucrate din punct de vedere static și dinamic. Din rezultatele obținute se concretizează unele concluzii utile la fabricarea și exploatarea mașinilor de prelucrat roți dintate.

SCHLUSSFOLGERUNGEN UBER DIE MOGLICHKEITEN DER ERHOHUNG
DER BEARBEITUNGSGENAUIGKEIT BEI DEN WALZFRAZMASCHINEN

In der Arbeit wurden die Faktoren studiert die auf den Genauigkeit der bearbeiteten Zahnräder, unter den statischen und dynamischen Sichtpunkt beeinflussen. Aus den bekommenen Resultate können sich einige Schlussfolgerungen ausziehen, die in Herstellung und Anwendung der Walzfräsmaschinen sehr nützlich sein können.

CU PRIVIRE LA PRECIZIA IN LANTURILE CINEMATICE DE FILETARE

Ing. Virgil Suteu șef de lucrări la Universitatea din Brașov

1. Generalități

Precizia cinematică a unei mașini - unelte așchietoare este dată de capacitatea de realizare de către organele executoare a unei mișcări de deplasare cu parametri cinematici bine determinați ca valoare sau a respectării unor corelații impuse între aceste organe, acest al doilea deziderat trebuind să fie îndeplinit de către lanțurile cinematice de filetare. Deci precizia cinematică intervine numai la anumite prelucrări și ea nu este influențată de regimul de așchiere ales. Precizia cinematică poate fi substanțial mărită prin intermediul unor dispozitive de corecție.

2. Construcția lanțului cinematic de filetare

Lanțul cinematic de filetare este un lanț cinematic închis.

Pentru reglarea lui este necesar un mecanism de reglare care poate fi format din roți de schimb sau cutie de filetare. În figura 1 se prezintă un lanț cinematic de filetare.

Ecuatia lanțului cinematic închis este următoarea :

$$Y_e = Y_i \cdot k \cdot \frac{i_{D_2}}{i_{D_1}} \cdot i_{R_2} \quad (1)$$

în care :

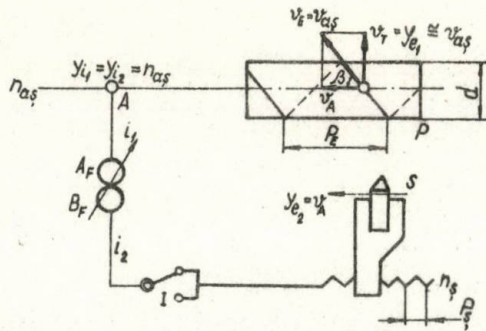


Fig. 1.

$$Y_e = y_{e_2} = v_A$$

$$Y_i = y_{e_1} = v_T$$

$i_{D1} = 2\pi \cdot r$ - raportul de transfer al mecanismului fus-lagăr-piesă

$i_{D2} = k_2 \cdot P_2 = P_S$ - raportul de transfer al mecanismului șurub-piuliță

$i_{R2} = i_F$ - raportul de filetare al mecanismului de reglare.

Făcînd înlocuirile respective în relația (1), rezultă :

$$i_F = \frac{v_A}{v_T} \cdot \frac{2\pi \cdot r}{P_S} \cdot \frac{1}{k} \quad (2)$$

Dar

$$\frac{v_A}{v_T} = \frac{1}{\frac{P_S}{2\pi r}} = \frac{P_E}{2\pi r} \quad (3)$$

Înlocuind relația (3) în (2) se obține :

$$i_F = \frac{P_E}{P_S} \cdot \frac{1}{k} \quad (4)$$

Se utilizează constanta k , numai atunci cînd pentru prelucrarea unui canal elicoidal se cere folosirea unui cap divizor. Pentru lanțurile cinematice de filetare obișnuite, raportul de filetare se obține din relația :

$$i_F = \frac{P_E}{P_S} \quad (5)$$

3. Precizia cinematică în lanțurile cinematice de filetare

3.1. Precizia cinematică la utilizarea roților de schimb

Relația (5), în cazul când în lanțul cinematic se folosesc roți de schimb A_F , B_F , va fi astfel :

$$\frac{A_F}{B_F} = \frac{P}{P_s} \quad (6)$$

Dacă se consideră că avem roțile de schimb existente A_F și B_F , iar din calcul vor rezulta roțile A_{F1} și B_{F1} , din relația (6) se poate scrie că :

$$P_E = P_s \cdot \frac{A_F}{B_F} \quad \text{și} \quad P_{E1} = P_s \cdot \frac{A_{F1}}{B_{F1}}$$

de unde rezultă că eroarea de pas va fi dată de :

$$\Delta P_E = P_s \left(\frac{A_F}{B_F} - \frac{A_{F1}}{B_{F1}} \right) \quad (7)$$

3.2. Precizia cinematică la utilizarea cutiei de filetare

La calculul preciziei cinematice, când se utilizează ca mecanism de reglare, cutia de filetare, se pleacă de la relația :

$$i_{F_K} = i_F \cdot i_{M_K}, \quad (8)$$

în care i_{M_K} este raportul de reglare al cutiei de multiplicare, care poate fi o cutie cu meandru, și anume $i_{M_K} = \left(\frac{a}{b}\right)^k$.

Din relația (5) se poate deduce că $P_E = i_F \cdot P_s$ și mai departe, prin diferențiere și asimilînd diferențialele variabilelor cu erorile aferente, se poate scrie că :

$$\Delta P_E = i_F \cdot \Delta P_s + P_s \cdot \Delta i_F, \quad (9)$$

în care :

$$\Delta i_F = \frac{i_{FK2}}{i_{MK2}} - \frac{i_{FK1}}{i_{MK1}} = \frac{i_{FK2}}{\left(\frac{a_2}{b_2}\right)^k} - \frac{i_{FK1}}{\left(\frac{a_1}{b_1}\right)^k} \quad (10)$$

3.2.1. Precizia cinematică în cazul mecanismului șurub-piuliță cu frecare de alunecare

Ținînd cont de deformațiile termice care apar în mecanismul

șurub-piuliță datorită frecării de alunecare dintre filetele celor două elemente ale mecanismului în mișcare, pasul șurubului conducător se va alungi rezultând :

$$P'_s = P_s + \Delta P_s = P_s + \alpha \int_0^\theta \theta(t) dP_s \quad (11)$$

Practic, pentru eroarea de pas a șurubului conducător se poate lua :

$$\Delta P_s = P_s \cdot \alpha \cdot \theta \quad (12)$$

Introducând relațiile (10) și (12) în relația (9) rezultă precizia cinematică a lanțului cinematic de filetare cu cutie de filetare și mecanism șurub - piuliță cu frecare de alunecare :

$$\Delta P_E = P_s \left\{ i_F \cdot \alpha \cdot \theta + \left[\frac{i_{F_{K_2}}}{\left(\frac{a_2}{b_2}\right)^k} - \frac{i_{F_{K_1}}}{\left(\frac{a_1}{b_1}\right)^k} \right] \right\} \quad (13)$$

3.2.2. Precizia cinematică în cazul mecanismului șurub-piuliță cu frecare de rostogolite

În cazul în care se utilizează mecanism șurub-piuliță cu frecare de rostogolite, deformațiile termice în mecanism sînt neglijabile, deoarece frecarea este mult mai mică, astfel că relația preciziei cinematice va fi următoarea :

$$\Delta P_E = P_s \left[\frac{i_{F_{K_2}}}{\left(\frac{a_2}{b_2}\right)^k} - \frac{i_{F_{K_1}}}{\left(\frac{a_1}{b_1}\right)^k} \right] \quad (14)$$

3.3. Precizia cinematică dată de angrenajele din lanțul cinematic de filetare

În figura 2 au fost efectuate următoarele notații :

R_1 - raza roții conducătoare , $R_1 = \frac{d_1}{2}$

R_2 - raza roții antrenate, $R_2 = \frac{d_2}{2}$

A_F - numărul de dinți al roții antrenate

B_F - numărul de dinți al roții conducătoare.

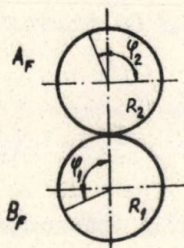


Fig.2.

Oînd apare o eroare de rotire la roata antrenată se poate scrie că :

$$R_1 \cdot \varphi_1 = R_2 \cdot \varphi_2 + R_2 \cdot \Delta \varphi_2 = R_2 (\varphi_2 + \Delta \varphi_2) \quad (15)$$

3.3.1. Precizia cinematică folosind roți de schimb

Teoretic se poate scrie următoarea proporționalitate :

$$\frac{R_2}{R_1} = \frac{\varphi_1}{\varphi_2} = \frac{P_F}{P_E} = \frac{B_F}{A_F} \quad (16)$$

De aici rezultă că :

$$\frac{\varphi_1}{\varphi_2} = \frac{P_F}{P_E} ,$$

de unde prin diferențiere și asimilare cu erori rezultă :

$$\Delta P_E = P_F \cdot \frac{\Delta \varphi_2}{\varphi_1} , \quad (17)$$

în care, în literatură [2] , [3] , se dă :

$$\Delta \varphi_2 = \frac{2}{d_2} \cdot B , \quad (18)$$

iar

$$B = \sqrt{(E_{cp})^2 + \left(\frac{AB_r}{\cos \alpha}\right)^2} , \quad (19)$$

se dă pentru roți dințate cilindrice și unde :

E_{cp} - eroarea cumulată a pasului circular ;

α - unghiul de angrenare al roților dințate ;

AB_r - abaterea bătăii radiale.

Introducînd relațiile (18) și (19) în relația (17) rezultă precizia cinematică folosind roți de schimb :

$$\Delta P_E = P_F \cdot \frac{1}{\varphi_1} \cdot \frac{2}{d_2} \sqrt{(E_{cp})^2 + \left(\frac{AB_r}{\cos \alpha}\right)^2} \quad (20)$$

3.3.2. Precizia cinematică folosind cutie de filetare

Cînd se utilizează ca mecanism de reglare cutia de filetare cu meandru, raportul de filetare va fi :

$$i_F = \frac{i_{FK}}{i_{MK}} = \frac{i_{FK}}{\left(\frac{\varphi_1}{\varphi_2}\right)^k} = \frac{P_E}{P_S} . \quad (21)$$

Din relația (21) se poate pune în evidență, prin diferențiere, eroarea de pas axială :

$$\Delta P_E = \frac{P_S \cdot i_{FK}}{\varphi_1^k} \cdot k \cdot \varphi_2^{k-1} \cdot \Delta \varphi_2 . \quad (22)$$

Dacă în relația (22) se vor introduce relațiile (18) și (19) se obține :

$$\Delta P_E = \frac{P_S \cdot i_{FK}}{\varphi_1^k} \cdot k \cdot \varphi_2^{k-1} \cdot \frac{2}{d_2} \sqrt{(E_{cp})^2 + \left(\frac{AB_r}{\cos \alpha}\right)^2} . \quad (23)$$

3.4. Precizia cinematică datorită mecanismului șurub conducător - piuliță

Această precizie se stabilește ținînd cont de eroarea de deplasare introdusă de mecanismul șurub - piuliță, care este dată în literatură [2] astfel :

$$E_p = E_{csp} + \sqrt{(E_s)^2 + (E_{dsp})^2} , \quad (24)$$

în care :

E_{csp} - eroarea cumulată a mecanismului șurub - piuliță ;

E_s - eroarea de deplasare dată de angrenaje ;

E_{dsp} - eroarea ciclică.

Totodată $E_p = \Delta P_S$.

3.4.1. Precizia cinematică folosind roți de schimb

Dacă se folosesc pentru mecanismul de reglare roți de schimb și pornind de la relația (5), se obține prin diferențiere și asimi-

lare cu erorile aferente :

$$\Delta i_F = \frac{P_s \cdot \Delta P_E - P_E \cdot \Delta P_s}{P_s^2} ;$$

din care, făcînd calculele :

$$\Delta P_E = \Delta i_F \cdot \frac{P_s}{P_s} + \frac{P_E}{P_s} \cdot E_p , \quad (25)$$

Introducînd în (25), relația (24) rezultă :

$$\Delta P_E = \Delta i_F \cdot \frac{P_s}{P_s} + \frac{P_E}{P_s} \left[E_{c_{sp}} + \sqrt{(E_{s_1})^2 + (E_{cl_{sp}})^2} \right] . \quad (26)$$

3.4.2. Precizia cinematică folosind cutia de filetare

Dacă se folosește ca mecanism de reglare cutia de filetare cu mecanism de multiplicare cu meandru se găsește că :

$$\Delta P_E = \left(\frac{i_{F_k}}{\Delta i_{M_{k_2}}} - \frac{i_{F_k}}{\Delta i_{M_{k_2}}} \right) \cdot \frac{P_s}{P_s} + \frac{P_E}{P_s} \left[E_{c_{sp}} + \sqrt{(E_{s_1})^2 + (E_{cl_{sp}})^2} \right] . \quad (27)$$

4. Concluzii

Din cele expuse mai sus se observă că, în ceea ce privește utilizarea roților de schimb, eroarea care poate apare este destul de grosolană deoarece depinde de modul cum sînt alese roțile în funcție de ceea ce rezultă din calcule.

Atunci cînd se folosește cutie de filetare și se ține cont și de deformațiile termice care apar în mecanismul șurub-piuliță cu frecare de alunecare, relațiile care evaluează precizia cinematică corespunzătoare se pot verifica practic, experiențe în acest domeniu fiind efectuate la Aachen [5] . Se poate afirma că la variația funcției $\Delta P_E = f(t)$, pe prima porțiune a curbei, așa cum reiese din figura 3, variația este dată de $\Delta P_{E_1} = \frac{P_s}{P_s} \cdot \Delta i_F + i_F \cdot \alpha \int_0^{\theta} \theta(t) dP_s$, iar pe a doua porțiune a diagramei de variație se respectă relația

$$\Delta P_{E_2} = \frac{P_s}{P_s} (i_F \cdot \alpha \cdot \theta + \Delta i_F) .$$

Precizia cinematică dată de angrenajele din lanțul cinematic

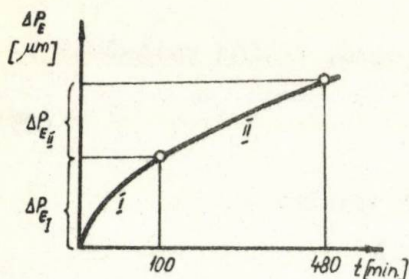


Fig. 3.

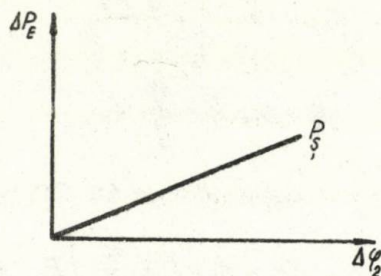


Fig. 4.

de filetare, poate fi verificată experimental, ținând cont de eroarea cumulată a pasului circular și de abaterea bății radiale, sau numai de variația unghiului de rotire al roții antrenate, atunci când roata conducătoare este rotită cu o anumită valoare unghiulară.

Se observă că variația funcției $\Delta P_E = f(\Delta \varphi_2)$ este aceea a unei creșteri lineare, a cărei pantă depinde de pasul șurubului conducător, ca în figura 4.

Bibliografie

- [1] • Botez, E. Mașini-unelte. Bazele teoretice ale proiectării. Cinematica. Vol. 1 Editura tehnică București - 1969.
- [2] • Vaida, Al., Velicu, S. Studiul factorilor care influențează precizia cinematică a lanțurilor de filetare. In Buletinul Institutului Politehnic Brașov, Seria A, Mec. vol. XII, 1971, p. 373 - 380.
- [3] • Levašov, A.V. Osnovî rasciota tocinosti kinematiceskoj țepel metallorejușcih stankov. Mașghiz - Moskva 1966.
- [4] • Arhanghelski, I. kol. Povîšenje kinematiceskoj tocinosti zubofrezernîh stankov. Mașghiz - Moskva 1954.
- [5] • Schunck, Jürgen, Wälzschraubtriebe und ihre Anwendung im Werkzeugmaschinenbau. In Industrie Anzeiger, 89, nr. 60, 1967, p. 1327 - 1331.

CU PRIVIRE LA PRECIZIA IN LANTURILE CINEMATICE
DE FILETARE

Rezumat

În această lucrare se studiază precizia cinematică în lanțurile cinematice de filetare, cu respectarea unor corelații impuse între organele executoare ale mișcării de deplasare pentru filetare, în cazul folosirii roților de schimb și în cazul când se utilizează ca mecanism de reglare, cutia de filetare, de asemenea atunci când lanțul cinematic de filetare cuprinde mecanismul șurub piuliță cu frecare de alunecare și cu frecare de rostogolire.

BEZÜGLICH DER GENAUIGKEIT IN DEN KINEMATISCHEN
GEWINDESCHNEIDEKETTEN

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wird die kinematische Genauigkeit in den kinematischen Gewindeschneideketten studiert wobei einige Wechselbeziehungen vorgeschrieben von den durchführenden Organe der Verschiebungsbewegung für Gewindeschneiden in Betracht gezogen werden, wenn Wechselzahnräder oder wenn als Einstellmechanismus die Gewindeschneideschachtel verwendet werden, oder wenn die kinematische Gewindeschneidekette den Gleitschraubtrieb oder den Wälzschraubtrieb enthält.

THE HISTORY OF THE UNITED STATES

1876-1877

1878-1879

The history of the United States is a story of growth and development. It is a story of the people who have lived on this continent, and of the ideas and institutions that have shaped the nation. The story begins with the first settlers, and continues through the years of exploration, settlement, and the struggle for independence. It is a story of the challenges that have faced the nation, and of the triumphs that have been achieved. The story is one of hope and progress, and of the enduring values that have guided the people of the United States.

THE HISTORY OF THE UNITED STATES

1880-1881

1882-1883

The history of the United States is a story of growth and development. It is a story of the people who have lived on this continent, and of the ideas and institutions that have shaped the nation. The story begins with the first settlers, and continues through the years of exploration, settlement, and the struggle for independence. It is a story of the challenges that have faced the nation, and of the triumphs that have been achieved. The story is one of hope and progress, and of the enduring values that have guided the people of the United States.

CERCETARI EXPERIMENTALE ASUPRA ELEMENTULUI PNEUMATIC
DE COMUTATIE CU TURBULENTA

Dr.ing.Gh.Boncoi, conferențiar la Universitatea din Brașov
Ing. P. Cruciat, asistent la Universitatea din Brașov
Dr.ing.Gh.Boangiu, conferențiar la Universitatea din Brașov
Ing. I. Stefan, Intreprinderea Nr. 2 Brașov
Ing. E. Ionescu, Intreprinderea Nr. 2 Brașov

1. Introducere

Un număr relativ mic de publicații se ocupă cu cercetarea experimentală a elementului de comandă pneumatic cu turbulență, dar un număr redus și în măsură insuficientă fac referiri asupra celor cu aplicații la comanda mașinilor unelte [1, 2, 3, 4, 5].

2. Rezultate experimentale

2.1. Caracteristicile alimentării. Pentru diferite presiuni de alimentare s-a măsurat căderea de presiune pe diuza emiter și s-au calculat debitul Q_a și puterea consumată N_a cu ajutorul relațiilor din [1] fig. 1. S-a constatat că pentru presiuni de a-

alimentare mici (sub 300 mm col H_2O) creșterile de debit de alimen-

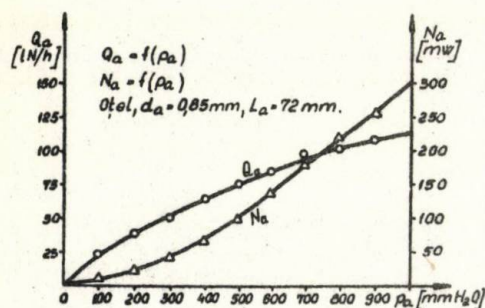


Fig. 1

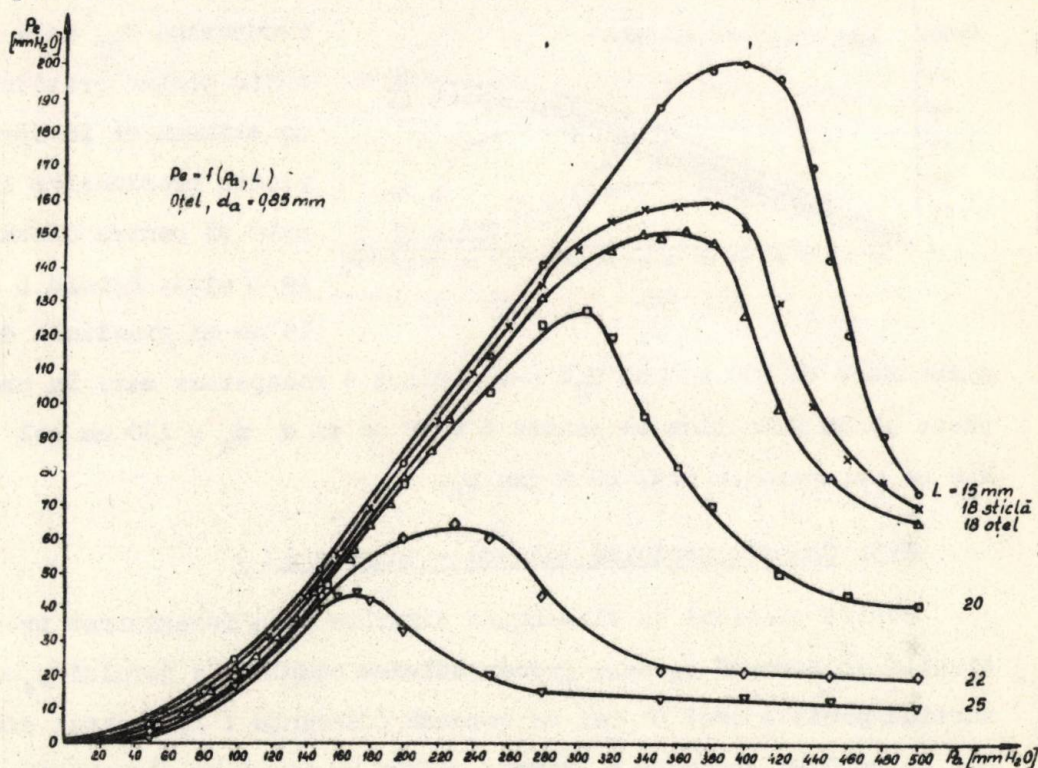
menului de turbulență. Din această cauză presiunea de alimentare a fost limitată la $p_a \text{ max} = 500 \text{ mm col } H_2O$.

2.2. Caracteristica ieșire - alimentare $p_e = f(p_a, L)$.

Fenomenul turbulenței a putut fi pus în evidență măsurînd presiunea la ieșire din tubul colector așezat la diferite distanțe L pentru diferite presiuni de alimentare (fig. 2). Maximele curbelor se explică prin apariția fenomenului de turbulență ce se manifestă prin mărirea unghiului conului de împrăștiere al jetului principal odată cu creșterea presiunii de alimentare. Presiunile de ieșire maxime sînt mari pentru distanțe între emiter și colector mici și presiuni de alimentare p_a mari, ceea ce înseamnă că se captează o parte mai mare din jetul emiter cu cît diuza colectoare este mai aproape de emiter. Pentru o siguranță mare în funcționare și un consum mic de aer este necesar ca presiunile de alimentare să fie mai mici decît valorile limită corespunzătoare punctelor de maxim. De exemplu pentru distanța $L = 18 \text{ mm}$ se recomandă presiuni de alimentare sub 230 mm col H_2O putîndu-se obține la ieșire presiuni pînă la 135 mm col H_2O . Faptul că porțiunile ascendente ale curbelor nu diferă prea mult ca poziție se explică

tare sînt însemnate în timp ce consumul de putere este relativ scăzut. Cu creșterea presiunii de alimentare, în continuare, creșterea de debit se atenuează în timp ce consumul de putere crește destul de rapid. Una din cauze ar fi apariția feno-

prin aceea că turbulența nu se produce chiar de lângă duza emiter



ci la o anumită distanță a formînd un con de împrăștiere de un unghi α . Cu creșterea presiunii de alimentare distanța a scade și crește unghiul α . Comparînd curbele $L = 15 \text{ mm}$ și $L = 25 \text{ mm}$ se constată că pînă la $p_a = 150 \text{ mm col H}_2\text{O}$ jetul laminar are o lungime a de cel puțin 25 mm (presiunile de ieșire diferă doar cu $10 \text{ mm col H}_2\text{O}$), iar cu creșterea presiunii de alimentare pînă la $350 \text{ mm col H}_2\text{O}$ lungimea a scade la 15 mm (presiunile de ieșire diferă cu $173 \text{ mm col H}_2\text{O}$).

În concluzie se poate spune că turbulența se produce după un con de dispersie al cărui vîrf se apropie de emiter cu creșterea presiunii de alimentare, crescînd totodată și unghiul de dispersie.

Coeficientul de recuperare în presiune $C_{rp} = p_e/p_a$ depinde

și el de presiunea de alimentare p_a și de distanța L (fig. 3).

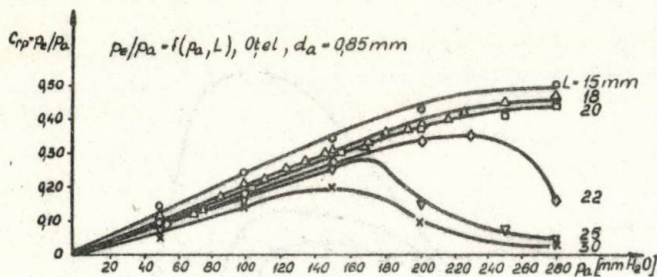


Fig. 3.

alimentare de 280 mm col H_2O s-a obținut o recuperare max. în presiune de 50 % în timp ce pentru $L = 30$ mm și o $p_a = 150$ mm col H_2O se recuperează max. 20 % din p_a .

2.3. Caracteristicile comandă - lungime (l)

Pentru presiuni de alimentare diferite s-au înregistrat presiunile de comandă p_c care produc tăierea completă a jetului ($p_e=0$) variind poziția axei diuzei de comandă (distanța l la capătul diuzei emiter) și distanța L . Aceste valori particulare ale presiunii de comandă vor fi numite presiuni de tăiere. Se constată că presiunile de comandă necesară tăierii jetului principal sînt minime pentru distanțe l mici, presiuni de alimentare mici și distanțe L mari. Tăierea jetului emiter se produce cu atît mai ușor cu cît jetul comandă acționează mai aproape de diuza emiter.

Variația gradului de sensibilitate cu presiunea de alimentare este exemplificată pentru $L = 22$ mm și diferite distanțe l , în diagrama din fig. 4.

Sensibilitatea crește aproximativ liniar cu creșterea distanței l . Pentru o presiune de alimentare $p_a = 200$ mm col H_2O și

Coeficienții de recuperare C_{rp} mari se obțin pentru presiuni de alimentare în apropierea presiunilor limită și pentru distanțe L mici. Pentru $L = 15$ mm și presiunea de

$L = 18 \text{ mm}$ presiunea de comandă necesară crește de la 13 % din p_a

pentru $l = 1 \text{ mm}$ pînă la 25 % pentru $l = 10 \text{ mm}$.

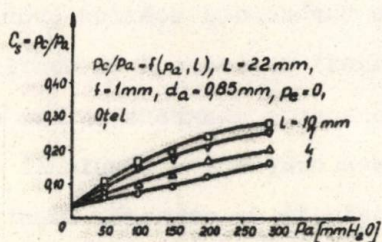


Fig. 4.

2.4. Caracteristica ieșire-comandă

Jetul emiterului este deranjat și de presiuni de comandă mai mici decît presiunea de tăiere. Pentru $L = 18 \text{ mm}$,

$l = 1 \text{ mm}$ s-a înregistrat variația presiunii de ieșire cu presiunea de comandă (fig. 5).

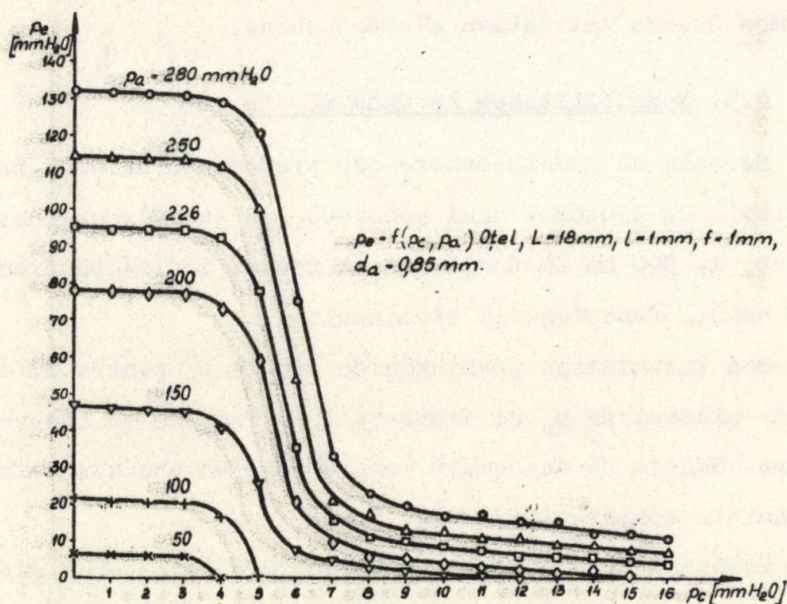


Fig. 5.

Scăderea presiunii de ieșire cu creșterea presiunii de comandă poate fi explicată luînd în considerare două efecte : devierea direcției jetului emiter și provocarea turbulenței.

Presiuni de comandă mici $p_c < 3 \text{ mm col H}_2\text{O}$ produc doar devieri

ușoare ale jetului rezultând o scădere mică a presiunii de ieșire. Peste această presiune de comandă apare turbulența scăzând brusc presiunea de ieșire. Cu creșterea presiunii de comandă în continuare presiunea de ieșire scade lent. Din aceste diagrame reiese clar că nu este nevoie totdeauna de suprimarea completă a presiunii de ieșire ci limitarea ei sub valoarea presiunii de comandă. Considerând curba $p_a = 150$ mm col H_2O din fig. 5 se observă că pentru o presiune de comandă $p_c = 8$ mm col H_2O , la ieșire se obține o presiune de 3 mm col H_2O care ar putea modifica ieșirea dintr-un al doilea element înseriat de la 50 la 48 mm col H_2O deci neputînd schimba starea calitativă a elementului.

2.5. Sensibilitatea la unde sonore

Se știe că undele sonore pot produce turbulența în anumite condiții. Cu ajutorul unui generator de ton direcționat înspre element, la 500 mm distanță, s-a cercetat influența frecvenței sonore asupra funcționării elementului.

S-a înregistrat presiunea de ieșire p_e pentru diferite presiuni de alimentare p_a și distanțe L în funcție de frecvența undelor sonore. Gamele de frecvență pentru care se produce turbulența sînt prezentate comparativ în fig. 6.

Domeniul de frecvență se lărgeste cu creșterea distanței L . La elemente cu aceleași caracteristici geometrice dar cu diuze din materiale diferite (oțel și sticlă) domeniile de frecvență sînt diferite ca întindere ceea ce demonstrează că scăderea presiunii de ieșire este datorată și vibrației capetelor diuzelor rămase în consolă.

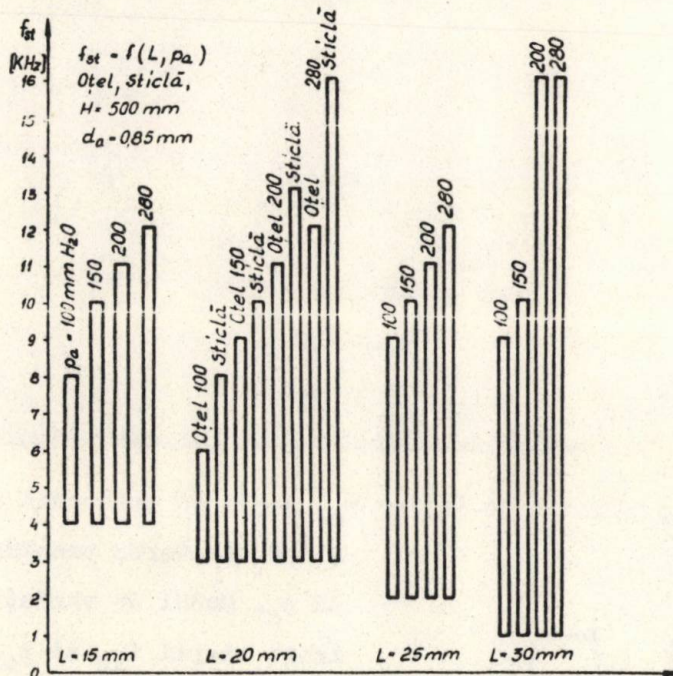


Fig. 6.

2.6. Caracteristica dinamică sau de comutație a elementului (timpul de răspuns)

Determinarea timpilor de tăiere t_{10} și de restabilire a jetului t_{01} s-a făcut prin încercări dinamice. În acest scop a fost înregistrată variația presiunii de ieșire p_e în timp. O oscilogramă obținută este prezentată în fig. 7.

Mărimile măsurate pe oscilograma sînt cele rezultate din fig. 8 [2].

În figura 9 se prezintă diagrama $t_{10}, t_{01} = f(p_e)$.

Din figura 9 rezultă că timpul de restabilirea jetului t_{01} crește aproximativ liniar cu creșterea presiunii de ieșire p_e , crește cu creșterea distanței L , crește cu creșterea presiunii de comandă; timpul de tăiere a jetului t_{10} scade neproportional cu

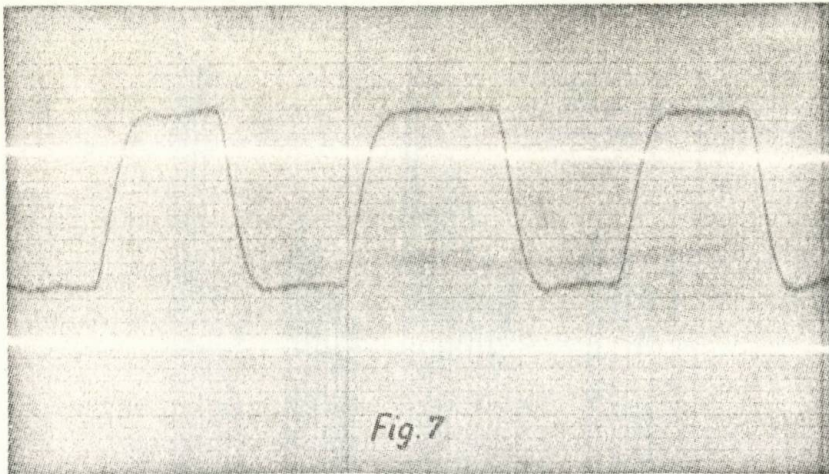


Fig. 7

creșterea presiunii de ieșire p_e , scade cu creșterea distanței L

și cu creșterea presiunii de comandă p_c . Modul de variație invers

între timpii t_{10} și t_{01} cu presiunea de ieșire se datorește fenomenelor ce apar la tăierea, respectiv restabilirea jetului. Cu creșterea presiunii de alimentare crește viteza jetului la ieșirea din emiter, crescînd și numărul Reynolds ceea

ce face ca jetul să fie mai sensi-

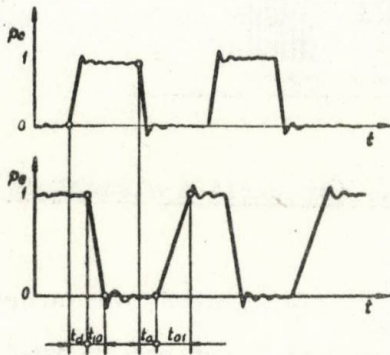


Fig. 8.

bil la turbulență. Astfel se explică valorile mici ale lui t_{10} .

În condițiile de mai sus restabilirea jetului laminar durează mai mult conducînd la valori mai mari pentru t_{01} . Rezultă concluzia importantă căci cu creșterea presiunii de alimentare pentru $p_c = \text{ct}$ rezultă timpii de tăiere t_{10} mici, iar pentru $t_{10} = \text{ct}$, p_c scade cu creșterea lui p_a .

Intrucît influența presiunii de ieșire și a presiunii de co-

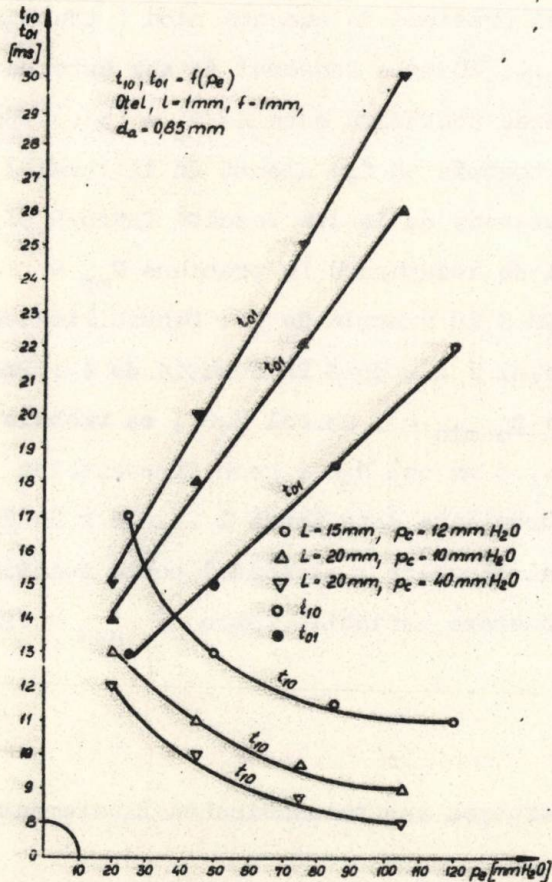


Fig. 9.

mandă asupra timpilor de anclanșare t_a și declanșare t_d este tratată în literatura de specialitate [1] nu s-a mai făcut acest studiu. În lucrarea mai sus menționată se arată că pentru $p_e = 60 \text{ mm col H}_2\text{O}$ $p_c = 20 \text{ mm col H}_2\text{O}$, $t_a = t_d = 1,5 \text{ ms}$. Cu mărirea presiunii de ieșire la $p_e = 120 \text{ mm col H}_2\text{O}$ pentru același p_c , t_d se reduce la 1 ms , iar t_a crește la $1,8 \dots 2 \text{ ms}$. Acest fenomen se explică analog variației lui t_{10} și t_{01} . Din diagramele fig. 9 se constată că elementul poate funcționa la frecvențe

maxime de comutare de $\dot{V}_{\max} = (80 \dots 50) \text{ Hz}$; valorile mici ale acestuia rezultând pentru L , p_e și p_c de valori mari, iar valorile mari ale frecvenței de comutare rezultând pentru valori mici ale lui L , p_e și p_c .

3. Concluzii

Din cercetările efectuate asupra modelului experimental la care $d_a = d_e = d_c = 0,85 \text{ mm}$, $L_a = 72 \text{ mm}$, $L_e = L_c = 20 \text{ mm}$, $L = (15 \dots$

... 30) mm, $f = 1$ mm au rezultat următoarele concluzii :

În scopul utilizării unei presiuni de comandă mici (trebuie să varieze în intervalul 0,5 ... 10 mm ; consumul de aer este de $Q_a = (10 \dots 50)$ lN/h ; puterea consumată este de $N_a = (5 \dots 50)$ mW ; presiunea de alimentare trebuie să fie aleasă în intervalul (50 ... 350) mm col H_2O ; presiunea de ieșire rezultă între 5 și 200 mm col H_2O ; coeficientul de recuperare în presiune $C_{rp} = p_e/p_a$ variază între 10 ... 50 % în funcție de L ; Sensibilitatea $C_s = p_c/p_a$ variază în intervalul 1 ... 35 % în funcție de l ; Presiunea de comandă minimă este $p_{c \min} = 3$ mm col H_2O ; ea trebuie să varieze în intervalul 3 ... 8 mm col H_2O ; gama frecvențelor undelor sonore care produc turbulența este între 1 ... 16 k Hz în funcție de L , p_a și materialul diuzelor ; elementul poate funcționa la frecvențe maxime de comutare variabile între $\dot{V}_{\max} = (20 \dots 50)$ Hz.

Bibliografie

- [1]. Assmus, M Numerisch steuerungen aus pneumatischen Bauelementen. Diss T. H. Aachen, 1969.
- [2]. Boncoi, Gh., ș.a. Influența parametrilor constructivi și funcționali asupra caracteristicilor elementului pneumatic cu turbulență. Sesiunea științifică Jubiliară Universitatea Brașov, februarie 1974.
- [3]. Cosmin, Dan Sistem de comandă cu elemente fluidice de tipul amplificatorului cu turbulență. In : Automatica și Electronica, Vol. 15, Nr. 5 , pag. 228 - 235, 1971.
- [4]. Molle, R. Initiation à fluidique - 2^o partie. Composants obtenus par gravure ou composants sans pièces mobiles. In Mecanique, Nr. 253, ian. 1971. pag. 34 - 43.
- [5]. Parker, G. A. The role of pure fluidic devices in machine-tool application in Fluidics in industry. Nottingham, 1968.

BONCOI GH., CRUCIAT P., BOANGIU GH., STEFAN I., IONESCU E.

CERCETARI EXPERIMENTALE ASUPRA ELEMENTULUI PNEUMATIC
DE COMUTATIE CU TURBULENTA

Rezumat

Lucrarea cuprinde modelul experimental variabil al elementului pneumatic de comutație statică cu turbulență și cercetările experimentale efectuate pe acest model. De asemeni sînt prezentate caracteristicile de comutație statică și dinamică ale elementului.

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ÜBER PNEUMATISCHEN BAUELEMENTEN
MIT DEM TURBULENZVERSTÄRKER

Zusammenfassung

Die arbeit zeigt das experimentelle Modell des pneumatischen Bauelementes mit dem Turbulenzverstärker und die auf diesem Modell gemachte Untersuchungen.

Zusätzlich wird die statische und dynamische Charakteristiken des Turbulenzverstärker gezeigt.

DETERMINAREA CAPACITATII PORTANTE A REAZEMELOR INTERMEDIARE
ALE GHIDAJELOR HIDROSTATICE RECTILINII PENTRU MASINI UNELTE

Ing.S.Vasii-Rosculeț șef de lucrări la Universitatea Bragov.

1. CONSIDERATIUNI GENERALE

Ca sistem funcțional, un ghidaj hidrostatic rectiliniu este compus din mai multe reazeme distincte, dispuse succesiv și acționate simultan. În figura 1 a, este reprezentat un asemenea ghidaj, care în mod convențional a fost divizat în patru reazeme componente, corespunzătoare celor patru buzunare, executate pe unul din elementele cuplului. S-au marcat cu RC reazemele de capăt ale ghidajului și cu RI cele intermediare. Deosebiriile dintre acestea apar

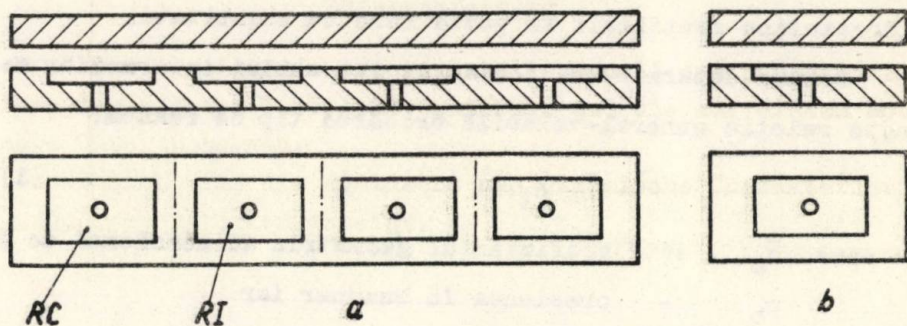


Fig. 1.

atât din punct de vedere al spectrului curgerii, cât și al distribuției presiunii pe suprafața de alunecare. Precizări asupra acestor elemente precum și comunicarea rezultatelor cercetărilor privind

repartiția presiunii pe aceste două tipuri de reazeme, s-au făcut în lucrările [5, 6]. Obținută prin modelare analogică și verificată cu ajutorul metodelor numerice de calcul, distribuția presiunilor pe reazemul intermediar prezentată în lucrarea [6], permite în continuare determinarea exactă a parametrilor funcționali ai acestuia, precum și ai ghidajului rectiliniu în construcția căruia intră.

2. DETERMINAREA CAPACITATII PORTANTE A REAZEMELOR INTERMEDIARE

Metodele actuale de calcul a ghidajelor hidrostatice rectilinii, nu fac deosebire între reazemele componente ale ghidajului [2, 4]. Se acceptă că pe fiecare din ele epura presiunilor se repetă fără modificări, luându-se ca valabilă cea corespunzătoare reazemului izolat, fig. 1 b,. Drept consecință, portanța unui reazem intermediar nu diferă cu nimic de portanța unui reazem de capăt sau izolat, lucru ce nu corespunde realității.

În această idee lucrarea de față prezintă rezultatele cercetărilor privind determinarea capacității portante reale a reazemelor intermediare. Cu ajutorul acestora, calculul portanței ghidajelor hidrostatice rectilinii se poate face cu exactitate.

Pentru determinarea portanței reazemului intermediar se folosește relația general-valabilă oricărui tip de reazem:

$$P = \bar{c}_p \cdot p_b \cdot A, \quad (1)$$

în care $\bar{c}_p$ este coeficientul geometric adimensional de portanță,
 p_b - presiunea în buzunar iar
 A - suprafața totală a reazemului.

Eroarea care se introduce în calculul portanței reazemelor intermediare, constă în faptul că valoarea coeficientului $\bar{c}_p$ introdusă în relația (1), nu corespunde acestui tip de reazem; se utilizează

coeficientul $\bar{c}_p$ al reazemului izolat, (fig. 1 b), a cărui valoare diferă sensibil de cea corectă.

Pentru a obține rezultate reale, este necesar ca coeficientul c_p să corespundă caracteristicilor funcțional-constructive ale reazemului intermediar, mai precis, să fie calculat pe baza distribuției presiunii proprii acestuia.

Luând în considerare cele arătate mai sus, în prezenta lucrare, calculul capacității portante a reazemelor intermediare se face în consecință, luându-se ca bază distribuția presiunii expusă în lucrarea [6]. În cadrul acestei lucrări determinările s-au efectuat, așa cum s-a mai amintit, prin modelare analogică, ale cărei rezultate au fost verificate prin metode numerice.

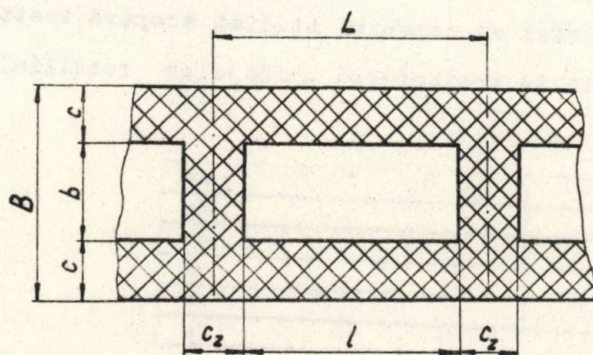


Fig 2

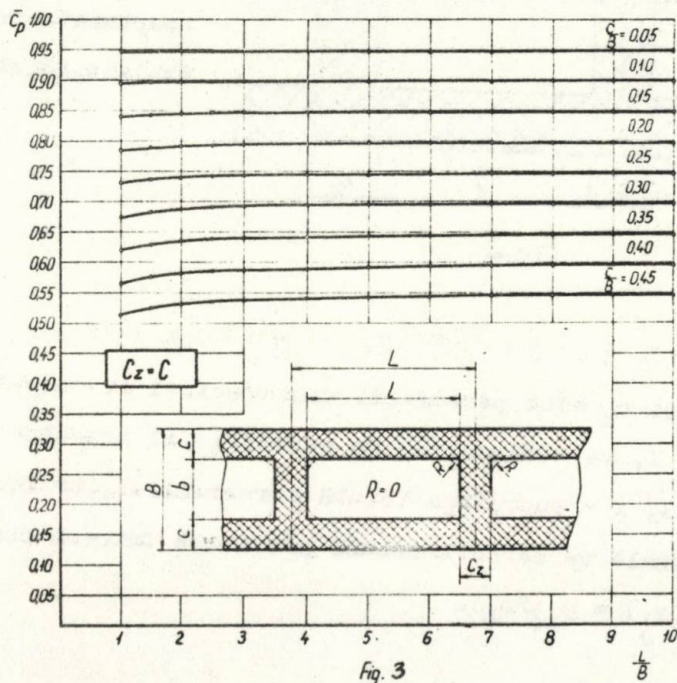
Relația de calcul a coeficientului c_p pentru reazeme intermediare este aceeași cu cea corespunzătoare reazemelor izolate, adică:

$$\bar{c}_p = \frac{1}{A} (L - 2c_2)(B - 2c) + \iint f(x_i, y_j) ds, \quad (2)$$

în care L, B, c și c_2 sînt parametrii constructivi ai reazemului prezentați în figura 2, ds - elementul de suprafață al pragului care înconjoară buzunarul, A - suprafața totală a reazemului, iar $f(x_i, y_j)$ - mărime adimensională ce caracterizează presiunea într-un punct dat al pragului: $f(x_i, y_j) = p_{i,j}/p_0$.

Determinarea corectă a portanței reazemelor intermediare presupune stabilirea valorilor funcției $f(x, y, j)$ pentru acestea, lucru care s-a realizat și prezentat în lucrarea [6]. Introducând aceste rezultate în relația (2) s-au calculat coeficienții $\bar{c}_p$, pentru întreg domeniul de dimensiuni utilizabil în proiectare. Întrucât stabilirea coeficientului $\bar{c}_p$ pentru fiecare caz în parte pretinde calcule și determinări complicate, care ar îngreuna mult munca de concepție și proiectare, rezultatele acestui studiu s-au concretizat prin diagrama, a căror utilizare asigură fără dificultăți precizia de calcul și proiectare.

În figura 3 sînt prezentate curbele de variație ale acestui coeficient în funcție de raportul L/B pentru diferite valori ale raportului c/B . Asemenea diagrame au fost trasate pentru diferite condiții constructive, astfel că domeniul studiat acoperă toată plaja de dimensiuni utilizabilă în proiectarea ghidajelor rectilinii



Din figura 3 se constată că coeficientul $\bar{c}_p$, deci și portanța reazemului crește, cu cât pragul care înconjoară buzunarul este mai îngust. Avînd în vedere faptul că pe suprafața pragului are loc căderea de presiune de la p_b la zero, concluzia obținută este firească.

În figura 4 se prezintă comparativ, pentru cîteva valori ale raportului c/B , curbele de variație ale coeficientului $\bar{c}_p$, în cazul modificării pragului transversal. Se constată că valorile coeficienților $\bar{c}_p$ scad progresiv cu creșterea pragului c_z . Rezultă de aici că plasarea la distanțe mari a buzunarelor unui ghidaj hidrostatic rectiliniu, reduc considerabil portanța acestuia.

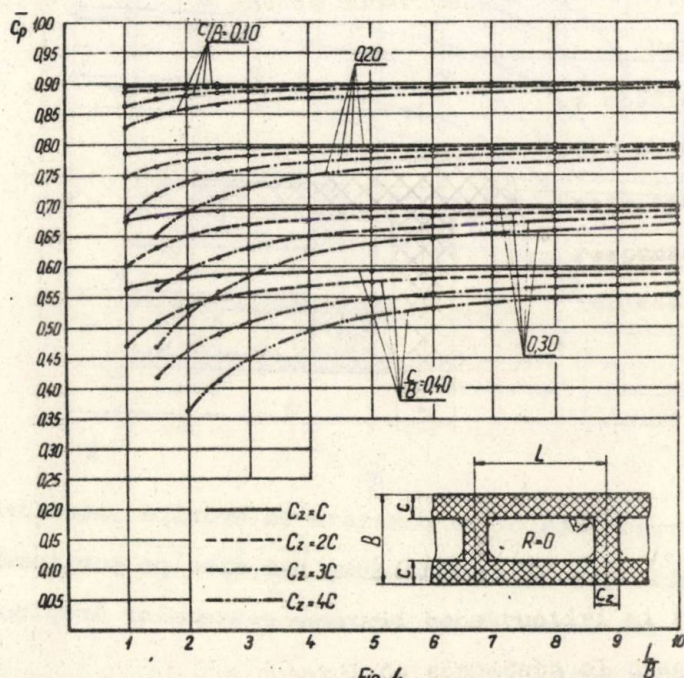


Fig. 4

Din analiza distribuției presiunilor prezentată în lucrările [5.6] rezultă că aceste curbe nu se vor suprapune niciodată celor corespunzătoare reazemelor de capăt, pentru aceiași parametri construc-

tivi. Intotdeauna coeficienții $\bar{c}_p$ aferenți reazemelor interioare vor avea valori mai mari.

Pentru justificarea acestei afirmații și pentru punerea în evidență a erorilor care se introduc prin considerarea reazemului intermediar ca reazem izolat, se prezintă comparativ în figura 5 curbele de variație ale coeficientului $\bar{c}_p$ pentru cele două tipuri de reazeme; determinările au fost obținute prin modelare analogică.

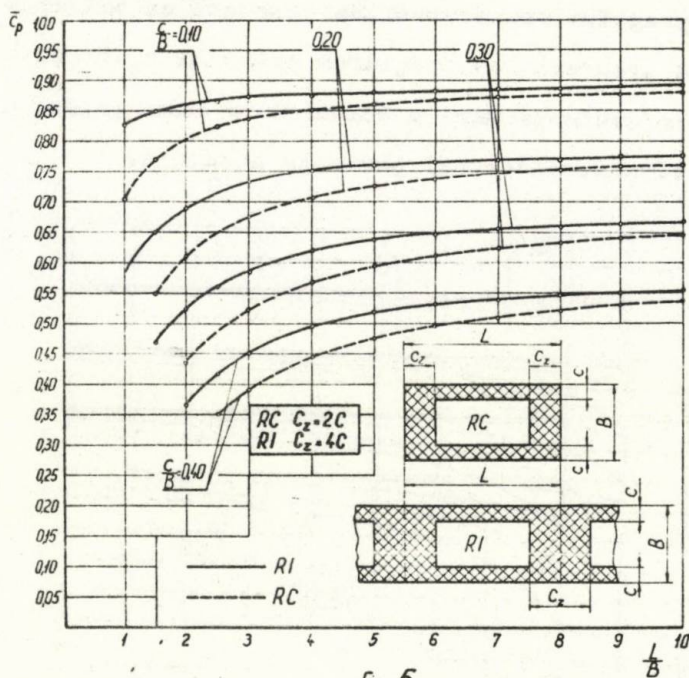


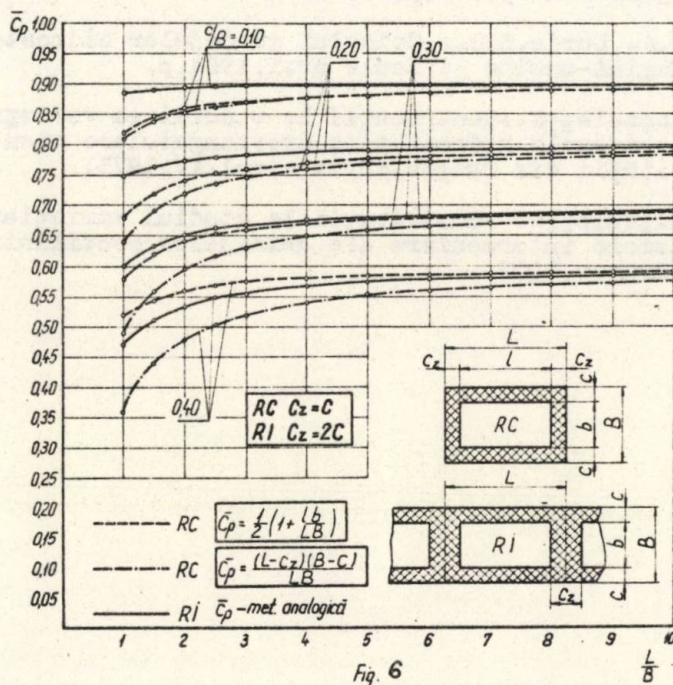
Fig. 5

Din analiza rezultatelor se constată că erorile introduse în calcul sînt apreciabile, ajung pînă la 25%, mai ales pe porțiunea care interesează în mod deosebit proiectarea reazemelor dreptunghiulare și a ghidajelor rectilinii

Pe de altă parte se știe, că în prezent pentru determinarea coeficientului c_p al reazemelor dreptunghiulare izolate se utilizează metode aproximative, care în scopul simplificării calculelor,

recurg la liniarizarea epurei presiunilor.

În figura 6, se prezintă o comparație între curbele de variație ale coeficientului $\bar{c}_p$ pentru reazemul intermediar, obținute cu metoda analogică și curbele de variație ale aceluiaș coeficient pentru reazemul izolat, ridicate pe baza relațiilor aproximative recomandate de H.C. Rippel, I.P. O'Donoghue, [1,2] și J.G. Gast [3]. Se constată că erorile introduse de metodele aproximative variază față de valorile reale, în funcție de parametrii constructivi ai reazemului. Aceste abateri au o evoluție caracteristică fiecărei metode, ce apare modificată pentru diferitele valori ale pragului transversal c_z , astfel că nu este posibilă stabilirea unor legități în acest sens.



În concluzie pe baza studiului efectuat se poate conchide că

utilizarea coeficienților geometrici adimensionali de portanță ai reazemelor izolate și pentru calculul reazemelor intermediare, este greșită. Eroarea introdusă la valori însemnate mai ales în cazul calculului ghidajelor hidrostatice rectilinii, unde numărul reazemelor intermediare este preponderent.

Bibliografie

- [1]. Rippel, H.C. :Design of hydrostatic bearings. Basic concepts and pad design. In: Mach Design, vol. 35, nr. 18, 1963, p. 27-31.
- [2]. O'Donoghue, I.P., Rowe, W.B.: The design of plane hydrostatic bearings for machine tool slideways. In: Machinery and production engineering, nr. 2961, 1969, p. 242-248.
- [3]. Gast, I.G.: A new type of controlled restrictor for double film hydrostatic bearings and its application to high-precision machine tools. In: Advances Mach. Tool Design and Res. Oxford-London-Edinburg-New-Jork, 1967, p. 273-198.
- [4]. Levit, G.A., Lurie, B.G.: Calculul ghidajelor hidrostatice deschise. In: Mașini-unelte și scule nr. 1, 1964, p.
- [5]. Vasii-Rogculeț, S.: Contribuții la stabilirea variației presiunii în reazemele hidrostatice dreptunghiulare plane. In: Bul. Universității din Brașov, seria A, vol. XV, 1973.
- [6]. Vasii-Rogculeț, S.: Contribuții la studiul variației presiunii în reazemele intermediare ale ghidajelor rectilinii. In: Bul. C.I.T. Brașov, 1973.

VASII-ROSCULET SANDA

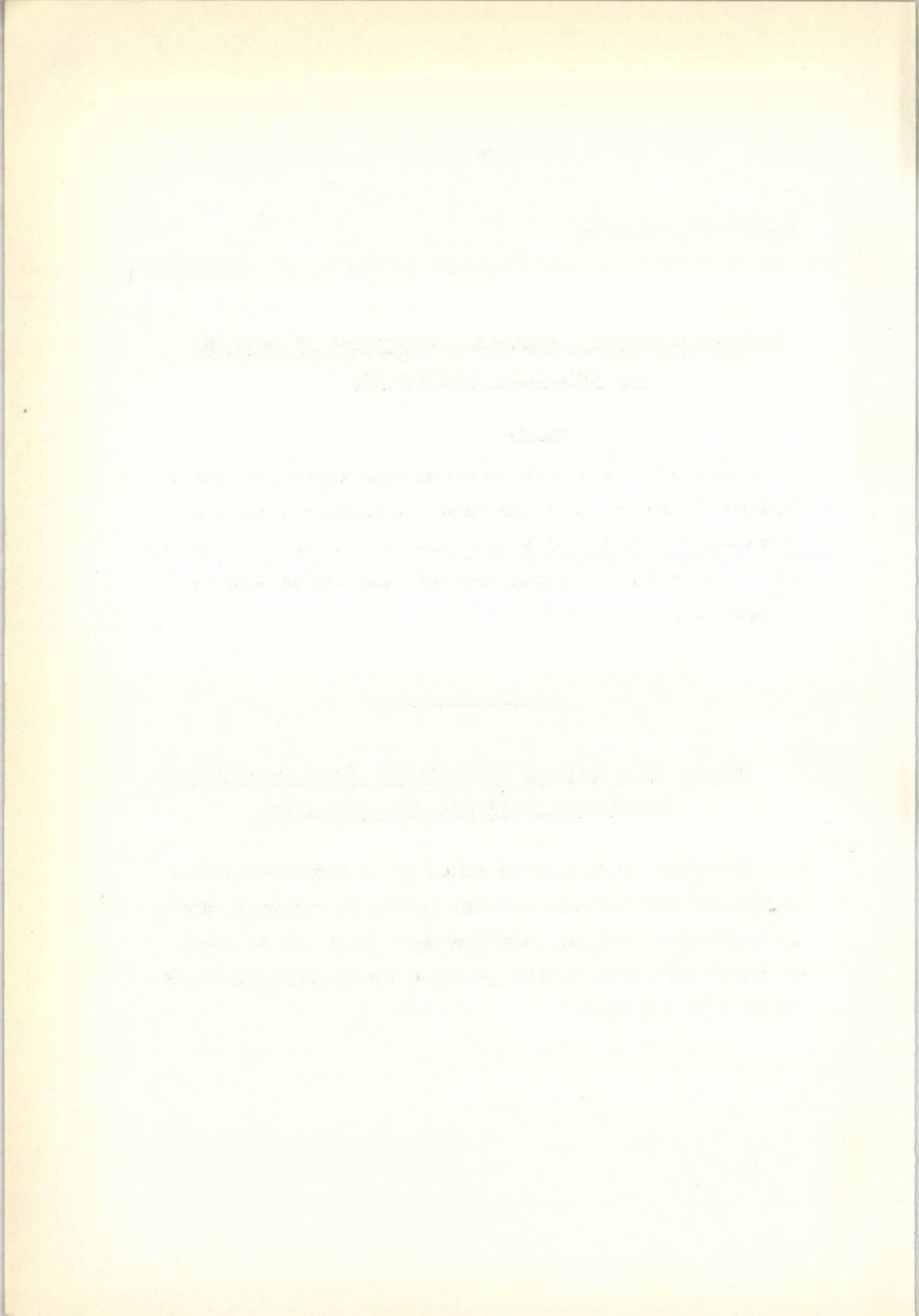
CALCULUL CAPACITATII PORTANTE A REAZEMELOR INTERMEDIARE
ALE GHIDAJELOR HIDROSTATICE

Rezumat

Lucrarea se referă la calculul capacității portante a reazemelor intermediare, care intră în componența ghidajelor hidrostatice rectilinii. Se dau relațiile de calcul și diagramele de variație ale coeficientului geometric adimensional de portanță.

CALCUL DE LA CAPACITÉ PORTANTE DES OPPUIS INTERMÉDIAIRE
DES GUIDAGES HYDROSTATIQUES RECTILIGNES

L'ouvrage se rapport au calcul de la capacité portante des oppuis intermédiaire qui fait partie de structure des guidages hydrostatiques rectilignes, on donne des relations de calcul et des diagrammes de variation du coefficient géométrique de portance.



CONTRIBUTII PRIVIND PRELUCRAREA SI MASINILE DE PRELUCRAT
PRIN PROCEEUL ELECTROCHIMIC DE DIZOLVARE A METALELOR

Ing. Gligor Rusan șef de lucrări la Universitatea din Brașov
Dr.ing. Mircea Ivan conf. la Universitatea din Brașov
Ing. Petru Măniuț asistent la Universitatea din Brașov

Necesitatea prelucrării suprafețelor complexe, în metale greu așchiabile, a condus la elaborarea unor procedee tehnologice noi, neconvenționale. Intre acestea, prelucrarea electrochimică dimensională ocupă un loc important, datorită simplității instalației și a productivității sale ridicate.

Colectivul din cadrul catedrei T.C.M., a Universității din Brașov, a depus o muncă de cercetare de pionerat în acest domeniu la noi în țară. Prin cercetările efectuate, în peste 10 ani de activitate, colectivul și-a adus contribuția la studiul fenomenelor de bază ale prelucrării, a materialelor și electrolitilor de prelucrat și, mai ales, la proiectarea unor mașini originale, la introducerea și răspândirea procedeului în țara noastră.

1. Bazele teoretice ale prelucrării electrochimice dimensionale

Prelucrarea electrochimică are la bază fenomenul de dizolvare electrochimică a metalelor, conform legilor electrolizei, fenomenul fiind accelerat datorită circulației cu viteză mare a electrolitului prin spațiul dintre cei doi electrozi.

Celula electrochimică, fig. 1, se compune din cuva de electrolit 1, în care este introdus metalul de prelucrat 2 legat la polul pozitiv al unei surse de curent continuu 3, celălalt electrod 4 (tot un metal) fiind legat la polul negativ. Circuitul între cei doi electrozi se închide prin deplasarea ionilor, rezultați în urma disocierii moleculelor soluției, spre electrozii încărcăți cu sarcini de semn opus, unde, pierzând sarcinile electrice, trec în atomi liberi, datorită forței electromotoare a sursei. În cuvă au loc reacțiile chimice prezentate în figură, în urma cărora la catodă se degajă hidrogenul, iar la anod metalul dizolvat se precipită sub forma unui hidroxid de metal, produs nedizolvabil în continuare [1].

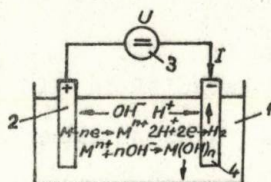


Fig.1

Volumul de metal dislocat de pe anod în timpul prelucrării, se obține plecând de la cantitatea de metal dizolvată dată de legea a doua a lui Faraday :

$$P = k \cdot \int i \cdot dt = k \cdot q \quad (1)$$

cu formula :

$$V = V_{sp} \cdot q \cdot \eta_i \quad (2)$$

unde : $V_{sp} = \frac{m}{F \cdot \rho}$,

în care : V_{sp} - volumul specific de metal dizolvat [$\text{mm}^3/\text{A} \cdot \text{min}$] ;

q - cantitatea de electricitate necesară ; η_i - randamentul de

curent ; m - echivalentul gram al metalului ce se prelucurează ; F - numărul lui Faraday ; ρ - densitatea metalului.

Dacă se exprimă q în funcție de intensitatea curentului I , dată de legea lui Ohm aplicată celulei electrochimice, neglijându-se rezistența datorată polarizării, și timpul de prelucrare, relația (2) devine :

$$V = V_{sp} \cdot \frac{U \cdot \kappa \cdot A}{\delta} \cdot t \cdot \eta_1 \quad (3)$$

unde, fig. 2 , : U - tensiunea electrică aplicată între electrozi ; κ - conductivitatea soluției de electrolit ; δ - distanța dintre electrozi ; A - suprafața frontală a electrozilor.

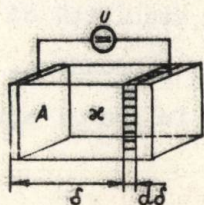


Fig. 2

Ținând cont că într-un timp dt prelucrarea se realizează pe o adâncime $d\delta$, volumul dislocat se poate exprima prin :

$$dV = A \cdot d\delta, \quad (4)$$

astfel că, în urma derivării relației (3) în raport cu timpul, se obține formula vitezei de prelucrare :

$$\delta' = \frac{c}{\delta} \quad (5)$$

în care : $c = V_{sp} \cdot \kappa \cdot U \cdot \eta_1$ este o constantă pentru un caz de prelucrare dat.

Dacă în relația (1) se împart ambii termeni cu A , se derivează în raport cu timpul și se ține cont că : $P = V \cdot \rho$, precum și de relația (4), se obține relația :

$$\delta' = \frac{c_1}{\delta} \cdot i \quad (6)$$

care arată dependența dintre viteza de prelucrare, distanța dintre electrozi și densitatea de curent $i = I/A$ [A/cm^2].

Egalînd relația (5) cu (6) se obține [2] :

$$i = \frac{c_2}{\delta} \quad (7)$$

2. Studiul sistemului de avans al electrodului sculă

Pornind de la ecuația (5) scrisă sub formă diferențială :

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{c}{\delta} \quad , \quad (8)$$

integrînd și punînd condițiile inițiale ($t = 0$, $\delta = \delta_0$), se obține dependența dintre interstițiul δ și timpul de prelucrare :

$$\delta = \sqrt{\delta_0^2 + 2 \cdot c \cdot t} \quad (9)$$

Datorită variației în timp a interstițiului de lucru δ , pentru menținerea acestuia la valoarea optimă δ_0 stabilită și reglată inițial, la prelucrările cu adîncimi mari de pătrundere, este necesară o mișcare de avans a electrodului sculă, în sensul apropierii de pisă de prelucrat.

După existența sau inexistența mișcării de avans, precum și după modul de variație a acesteia în timp, există mai multe metode de prelucrare [3] .

a) Prelucrarea fără avansul electrodului sculă

Metoda se aplică la prelucrări cu adîncimi de pătrundere „a” mici, așa cum este cazul la operațiile de debavurare, marcarea etc, instalația de prelucrare fiind mai simplă. Timpul necesar pentru îndepărtarea adaosului de prelucrare „a” se calculează cu relația :

$$t = \frac{a^2 + 2a \cdot \delta_0}{2 \cdot c} \quad (10)$$

unde $c = \frac{m \cdot U \cdot \alpha}{\rho \cdot F} \cdot \eta_i$, dedusă din (9).

b) Prelucrarea cu avans constant

Pentru prelucrarea pieselor cu adâncimi mari de pătrundere și pentru simplificarea instalației, se utilizează sisteme de avans al electrodului sculă cu viteză constantă pe toată durata prelucrării.

În cazul suprafețelor complexe, secțiunea în diferite plane perpendiculare pe direcția de avans variază, densitatea de curent se modifică și ca urmare și viteza de prelucrare se modifică. Viteza de avans se calculează în prealabil în funcție de condițiile de prelucrare și de suprafața maximă de prelucrat, fiind egală cu viteza minimă. Se lucrează deci cu o productivitate scăzută, în funcție de complexitatea suprafeței.

c) Prelucrarea cu avans programat

Dezavantajul din cazul anterior poate fi înlăturat prin programarea avansului pe sculă. Electrocul are o construcție specială, fiind format din mai multe trepte izolate, care primesc curent pe rând, pe măsura apropierii de piesa de prelucrat. Avansul se execută în trepte, dezavantajul menționat rămânând în cadrul unei trepte.

d) Prelucrarea cu avans autoreglabil

Scopul avansului autoreglabil este de a menține constant interstițiul δ_0 și, prin aceasta, menținerea constantă a vitezei de curgere a electrolitului și a densității de curent, utilizându-se la maxim capacitatea instalației, indiferent de complexitatea și mărimea suprafeței de prelucrat.

Avansul poate fi condus prin controlul mărimilor ce determină procesul de prelucrare. Există astfel două metode :

- prin controlul curentului absorbit, utilizând sisteme electronice de urmărire ;
- prin controlul presiunii electrolitului din zona de lucru,

folosind sisteme hidraulice, metodă inițiată, experimentată, brevetată și aplicată de autori.

Posibilitatea conducerii prelucrării electrochimice în acest mod se demonstrează asimilând celula electrochimică cu un drosel, fig. 3, și aplicând relația lui Bernoulli [4] :

$$Q_E = K_E \cdot \alpha_E \cdot S_E \cdot \sqrt{p_1 - p_2} \quad (11)$$

în care : $K_E = \sqrt{2g/\gamma_E}$, g fiind accelerația gravitației ; γ_E - greutatea specifică a electrolitului ; α_E - coeficientul de debit ; S_E - secțiunea de trecere a electrolitului ; p_1 - presiunea electrolitului la intrarea în zona de lucru ; p_2 - presiunea electrolitului la ieșirea din zona de lucru.

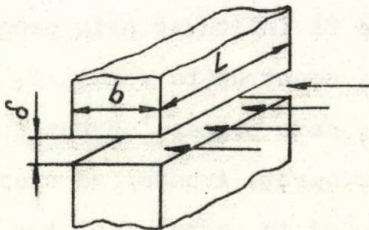


Fig. 3

Înlocuind în relația (11) pe : $S_E =$

$\delta \cdot L$ se obține :

$$\delta = \frac{Q_E}{K_E \cdot \alpha_E \cdot L \cdot \sqrt{p_1 - p_2}} \quad (12)$$

Dacă se lucrează cu debit constant, iar gradul de impurificare al electrolitului este sub 10 %, se poate considera :

$$\frac{Q_E}{K_E \cdot \alpha_E \cdot L} = c_3 = \text{constant},$$

iar relația (12) devine :

$$\delta = \frac{c_3}{\sqrt{p_1 - p_2}} = \frac{c_3}{\sqrt{\Delta p}}, \quad (13)$$

aceasta demonstrând că îndeplinirea condiției de menținere constantă a interstițiului de lucru poate fi realizată prin menținerea constantă a căderii de presiune Δp a electrolitului în zona de lucru, cu ajutorul unui sistem de autoreglare.

Explicitînd pe Δp din relația (13), se obține :

$$p = \frac{c^2}{\delta^2} \quad , \quad (14)$$

din această relație putându-se constata că pentru valori mici ale lui δ , așa cum se cere în cazul prelucrării electrochimice, sensibilitatea sistemului este foarte mare [5].

Autoreglarea vitezei de avans pe cale hidraulică este superioară celei realizate pe cale electrică, prin aceea că menține interstițiul de lucru în jurul valorii optime prereglate pentru un domeniu mare de variație a suprafeței de prelucrare, are o sensibilitate mai ridicată (ajungând până la $\Delta\delta = 0,003$ mm pentru execuții în-erijite), asigură protecția mașinii la scurtcircuit, iar instalația este mai simplă.

3. Instalație pentru prelucrarea electrochimică dimensională

În fig. 4 se prezintă schema instalației de prelucrat electrochimic cu avans autoreglabil al electrodului sculă pe cale hidraulică, concepută și realizată în vederea studiilor experimentale efectuate și care stă la baza proiectării mașinilor de acest tip.

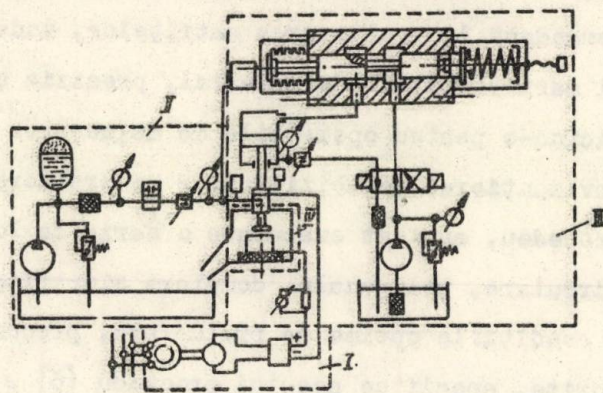


Fig. 4

In figură s-au notat :

- I - instalația de curent continuu, care poate fi cu generator rotativ sau cu generator static ;
- II - instalația de recirculație a electrolitului ;
- III - sistemul de avans al electrodului sculă ;
- IV - dispozitivul de lucru.

4. Aplicații ale prelucrării electrochimice dimensionale

Cercetările teoretice, studiile privind electrolizii de utilizat și materialele necesare care corespund condițiilor de lucru ale prelucrării electrochimice, au permis proiectarea și realizarea instalației experimentale. In urma cercetărilor experimentale asupra parametrilor optimi de prelucrare, asupra sistemului de avans auto-reglabil hidraulic, asupra dispozitivelor de lucru pentru diferite prelucrări și tipuri de piese, s-a trecut la aplicarea metodei în producție și la construirea primelor mașini de prelucrat electrochimic din țara noastră.

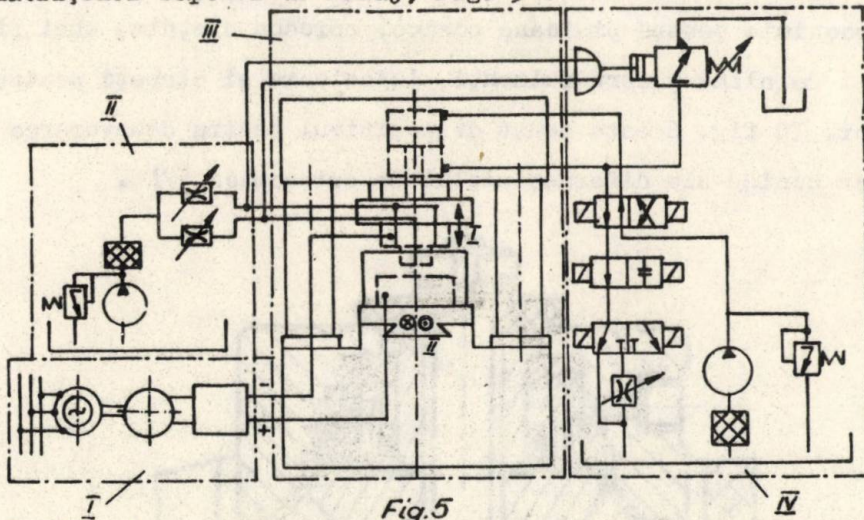
a) Prelucrarea matrițelor prin procedeul electrochimic

Prelucrarea electrochimică, asigurând o productivitate ridicată, este recomandată la prelucrarea matrițelor, unde se cere îndepărtarea unei mari cantități de material, precizia și calitatea suprafeței indicând-o pentru operațiile de degroșare.

Pentru evidențierea posibilităților de prelucrare a matrițelor prin acest procedeu, au fost executate o serie de locașe de diferite forme : circulare, poligonale, complexe simetrice și asimetrice, studiindu-se condițiile optime de prelucrare, precum și o serie de fenomene nedorite, specifice acestui procedeu [6] .

Rezultatele obținute au permis realizarea, după proiectele au-

torilor, a primei mașini de prelucrat electrochimic din țara noastră, cu masă deplasabilă după o singură direcție, pentru piese cu două axe de simetrie, la „Uzinele 1 Mai” Ploiești, pentru prelucrarea matrițelor sapelor de foraj, fig. 5 :



În figură s-au notat : I - agregatul de curent continuu ; II - instalația de recirculația electrolitului ; III - mașina propriu zisă ; IV - sistemul de avans.

În colaborare cu „Uzina de Autocamioane” și „Tractorul” Brașov, au fost de asemenea realizate alte două mașini, cu masă deplasabilă după două direcții, pentru matrițe cu mai multe locașe.

b) Debavurarea pieselor prin procedeul electrochimic

Debavurarea electrochimică, metodă inițiată și experimentată de autori, înlătură în mare măsură dezavantajele metodelor clasice de debavurare, fiind mai productivă, mai ales pentru piese cu muchii multiple și realizând o calitate superioară a suprafețelor prelucrate. Prelucrarea se poate face după lățimea bavurii, atunci când aceasta are valori mici, sau după grosimea ei, la bavurile late, prin metoda de lucru fără avansul electrodului sculă. Datorită concentra-

rii sarcinilor electrice pe muchii, acestea vor rezulta cu o rază de rotunjire a cărei mărime depinde de timpul de prelucrare.

În cadrul Laboratorului de Mașini unelte al Universității Brașov, au fost proiectate și experimentate dispozitive de debavurat electrochimic pentru pinioane conice, coroane dințate, chei fixe, colivii de alamă pentru rulmenți, injectoare și clapeți pentru carburator. În fig. 6 este redat dispozitivul pentru debavurarea pinionelor conice ale diferențialului de autocamion [7] .

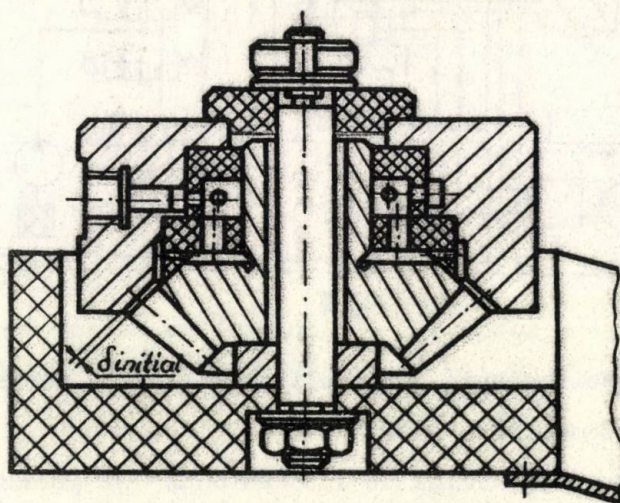


Fig. 6

În contract cu F.R. Bîrlad, au fost studiate posibilitățile de debavurare a patru tipuri de colivii pentru rulmenți, din alamă, în fig. 12 fiind prezentat unul dintre dispozitivele realizate în acest scop [8] .

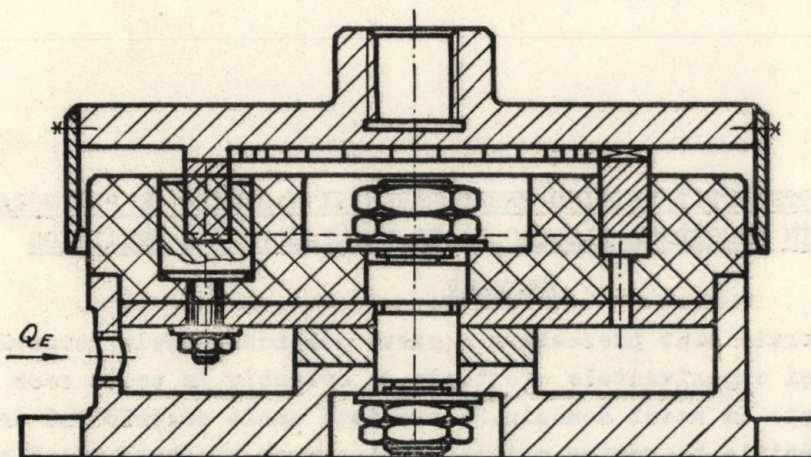


Fig. 7

Bibliografie

- [1] • Ivan, M., Rusan, G. Prelucrarea electrolitică a metalelor. Buletinul I.P.Brașov, Seria A, vol. XI, 1969.
- [2] • Ivan, M., Rusan, G. Studiul principalilor parametri ai prelucrării electrolitice. Construcția de mașini, nr. 11, 1971, p. 677 - 681.
- [3] • Ivan, M., Rusan, G. Metode speciale de prelucrare prin procedeul electrolitic. Construcția de mașini, nr. 3, 1970 p. 160-166.
- [4] • Ivan, M., Rusan, G. Studiul posibilităților de autoreglare a vitezelor de avans pe cale hidraulică, la mașinile unelte de prelucrat electrolitic. Buletinul I.P.Brașov, Seria A, vol. XII 1970.
- [5] • Ivan, M. Contribuții la studiul teoretic și experimental al prelucrării electrolitice și al mașinilor unelte cu avans autoreglabil. Teză de doctorat, I.P.Brașov, 1970.
- [6] • Ivan, M., Rusan, G. Contribuții la prelucrarea prin procedeul electrolitic al matrițelor. Construcția de mașini, nr. 4, 1970 p. 199 - 204.
- [7] • Rusan, G., Ivan, M. Debavurarea pinioanelor conice prin metoda electrochimică. Buletinul Universității Brașov, Seria A, vol. XIV, 1973.
- [8] • Rusan, G., Ivan, M. Cercetări teoretice și experimentale privind debavurarea electrochimică a coliviiilor de alamă pentru rulmenți. Buletinul Sesiunii jubiliare al F.R.Bîrlad, 1973.

RUSAN GL., IVAN M., MANIUT P.

CONTRIBUTII PRIVIND PRELUCRAREA SI MASINILE DE PRELUCRAT
PRIN PROCEDEUL ELECTROCHIMIC DE DIZOLVARE A METALELOR

Rezumat

În lucrare sînt prezentate o parte din rezultatele cercetărilor teoretice și experimentale efectuate de colectiv în peste zece ani de activitate în acest domeniu. Se prezintă unele contribuții originale la studiile teoretice privind prelucrarea electrochimică și a mașinilor de prelucrat prin acest procedeu.

BEITRÄGE ÜBER ELEKTROCHEMISCHE BEARBEITUNGEN UND
ELEKTROCHEMISCHE ANLAGEN

Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde ein Teil von den theoretischen und experimentellen in elektrochemischen Bearbeitung Untersuchungen dargestellt.

Es wurde einige originelle Beiträge beim theoretischen Studium der elektrochemischen Senken und bei den experimentellen Untersuchungen der elektrochemischen Anlagen vorgelegt.

ASUPRA UNEI METODE PENTRU ANALIZA MIJLOCITA A UZURII
ELECTRODULUI SCULA LA PRELUCRAREA ELECTROEROZIVA

Dipl.ing.M.Sc.R.Wertheim T.H.Aachen R.F.Germania

Conf.dr.ing. Gh. Obaciu Universitatea din Bragov

Procesul de electroeroziune este în momentul de față destul de controversat în ceea ce privește fenomenul fizic pe care îl are la bază. Condițiile diferite în care acesta a fost analizat au condus la concluzii diferite, care chiar dacă nu sînt total diferențiate explică totuși pe alte baze procesul intim al fenomenului. Ca o trăsătură oarecum general valabilă a concluziilor cercetătorilor este aceea care face o legătură, mai mult sau mai puțin nemijlocită, între fenomenul eroziv și cele termice care îl însoțesc. Chiar fără o analiză amănunțită a mecanismului eroziunii legătura care se amintește între acestea și diferite manifestări termice este evidentă. În sprijinul acestei afirmații vin o serie de aspecte ale procesului în sine precum și o serie de constatări ulterioare procesului de eroziune. În primul rînd se cunoaște că descărcarea electrică, cauza principală care stă la baza eroziunii dirijate, este însoțită de degajare intensă de căldură, ceea ce face ca în centrul canalului de scînteie să se dezvolte temperaturi foarte ridicate - de ordinul zecilor de mii de grade - chiar 80.000°C după [2]). Considerînd canalul de scînteie drept sursă de căldură este clar că o parte în-

semnată din aceasta va fi preluată de electrozii piesă și sculă dată fiind conductibilitatea termică a acestora de foarte multe ori mai mare decât a mediului dielectric (de 500 + 3500 ori mai mare). Această căldură fie că va produce erodare (topire sau vaporizare) sau va fi transmisă mai departe, în final se distribuie în baza unor anumite legi, după un model aproximativ studiat în lucrările 1, 2, 3. În aceste lucrări fără a se face o legătură fermă între distribuția căldurii și procesul de eroziune electrică se arată totuși anumite relații concluzive, care permit o apreciere chiar și cauzală a funcției „distribuție calorică” (energetică) și eroziune.

Un alt fenomen care însoțește prelucrarea electroerozivă și care vine în sprijinul ipotezei cauzelor termice, este faptul că în toate cazurile suprafața metalului, nemijlocit supusă prelucrării, este însoțită de modificări ale microdureității. Fenomenul acesta este similar cu altele în care căldura însoțește o prelucrare. După alți autori, o dovadă în plus asupra participării căldurii la mecanismul de eroziune, este însăși forma sferică a particulelor metalice rezultate în urma prelucrării. Această formă ar putea fi însă pusă pe seama topirii particulei erodate în momentul pătrunderii în canalul de scinteie. Oricare ar fi cauza care determină fenomenele mai sus amintite este clar faptul că procesul este însoțit de degajări de căldură, că acestea sînt legic legate de procesul eroziv și că legătura cauzală de proporționalitate între acestea permite o analiză mijlocită a procesului de prelucrare prin analiza fie a cantităților de căldură fie a cîmpurilor de temperatură ca o consecință a căldurii distribuite.

Acest studiu prezintă o importanță deosebită atât pentru studiul teoretic, al elucidării mecanismului de eroziune electrică cît mai ales tehnologic pentru ridicarea eficienței prelucrării electroerozive și a construcției mașinilor de electroeroziune.

Dintre aspectele tehnologice mai importante în momentul de față se impun spre analiză două și anume productivitatea și precizia prelucrării. Până în prezent majoritatea lucrărilor de specialitate atacă sub o formă sau alta problema productivității și în oarecare măsură cea a preciziei, astfel încât în lucrarea de față se va prezenta pe baza celor arătate mai sus - modalitatea de studiere a preciziei prelucrării.

După cum se cunoaște, în procesele convenționale de prelucrare, numărul factorilor care influențează precizia prelucrării este foarte mare și întrucât îndepărtarea de material este însoțită de apariția unor eforturi de așchiere, s-ar părea că factorii cei mai însemnați vor fi aceia care vor depinde de mărimea sau variația forței funcție de timp. În cazul prelucrării electroerozive însă aceste forțe nu există astfel încât factorul cel mai important rămâne precizia sculei. Acest lucru este evident dacă ne referim la faptul că scula de fapt este negativul piesei obținute. Rezultă deci, că în final precizia de formă și dimensională a suprafeței prelucrate depind în principal de precizia de execuție a sculei și de constanta ei în timp. Ori după cum s-a dovedit uzura sculei este adeseori mai mare decât abaterile de execuție ale sculei din care cauză atât studiul mecanismului de formare a uzurii cât și al factorilor care o influențează, devine deosebit de important. Importanța acestui studiu rezidă și dintr-un alt considerent și anume al deformării profilului sculei. Alături de limitările constructive de care sînt efectuate generatoarele de impulsuri uzura sculei face ca domeniile de aplicabilitate ale prelucrării electroerozive să fie deocamdată doar cel al sculărilor în special cele care produc matrițe. Uzura, din punct de vedere cantitativ și oarecum calitativ a fost studiată de mulți cercetători stabilindu-se o serie de dependențe a ei de factori însoțitori ai prelucrării date.

În cadrul unei serii de experiențe s-a observat că curba de va-

riație a temperaturilor în planul de prelucrare urmează o lege similară cu cea a uzurii (fig. 1).

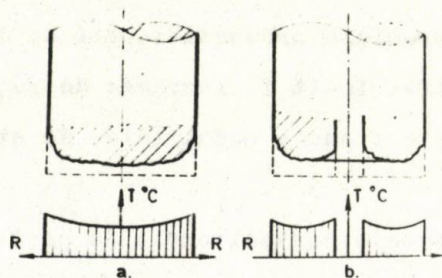


Fig. 1

În unele lucrări anterioare (1,2,3) s-a arătat că temperatura electrozilor este dependentă printre altele de volumul materialului erodat. Apare deci ca o presupunere logică faptul că acolo unde uzura sculei este mai intensă temperatura locală să fie ceva mai ridicată. Evi-

dent însă că diferențele în valori absolute nu pot fi prea mari dată fiind conductibilitatea termică mare a metalului electrozilor. Acest lucru impune măsurarea acestor temperaturi, în chiar timpul prelucrării și cât mai aproape de locul unde se produce eroziunea. Pentru a simplifica măsurarea și interpretarea rezultatelor s-a ales forma cilindrică a electrozilor. Acest lucru permite ipoteza unei variații a temperaturii în direcție radială ceea ce simplifică foarte mult construcția electrodului supus studierii. Construcția unui astfel de electrod este prezentată în schița din figura 2 și vederea din figura 3.

Electrodul sculă se compune din două părți: o parte schimbabilă care de fapt este supusă uzurii și o parte fixă în care sînt montați traductorii termoelectrice. Electrodul (poz. 8, fig. 2 și 3) supus erodării (uzurii) trebuie să transmită căldura fără o dispersare prea mare a ei din care cauză trebuie să fie cât mai subțire posibil. El se confecționează din materiale diferite în funcție de metoda de cercetare.

Partea fixă, care se montează în pinola mașinii, este compusă dintr-un corp metalic (6) în care sînt fixați traductorii termo-

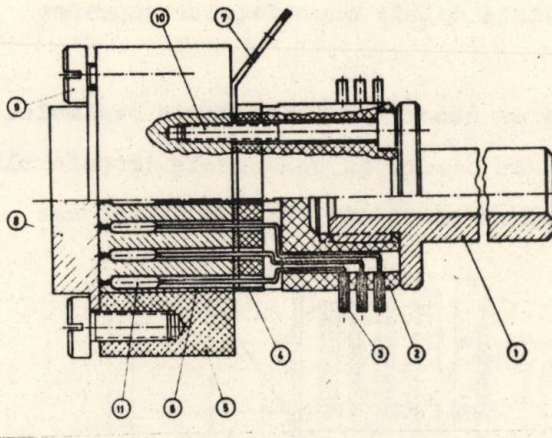


Fig. 2

tura medie a șapte zone respectiv șase pentru varianta electrodului cu alezaj central). Pentru a limita schimburile de căldură cu exteriorul corpul (6) este izolat de mediul ambiant și de mașină cu ajutorul pieselor termoizolante (5, 4, 2). Din această cauză legătura electrică se face la borna (7) și nu prin masa mașinii.

Electrozii schimbabili se fixează cu ajutorul șuruburilor (6) fixarea întregului electrod în arborele port-sculă al mașinii făcându-se cu piesa de legătură (1).

Din numărul mare al rezultatelor experimentale se redau doar câteva pentru a exemplifica concluziile la care s-a ajuns. Au fost alese doar două cazuri care de fapt se întâlnesc cel mai des în practica uzinelor noastre și anume cel al prelucrării fără spălare și cel cu injecția lichidului prin sculă în vederea spălării interstițiului.

electrici (11). Aceștia sînt de fapt termorezistențe - de tip Valvo NTC, care sînt legate în puntea aparatului de măsurare a temperaturii (vezi 4). Pentru a se mări precizia de măsurare, aceasta se face în trei puncte dispuse la 120° pe aceeași circumferință, în așa fel încît se măsoară de fapt tempera-

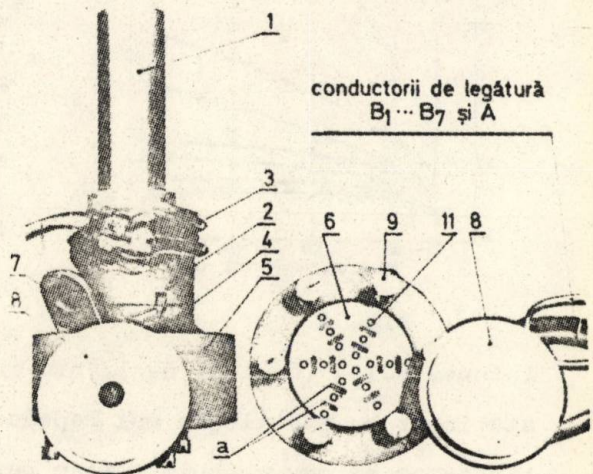


Fig. 3

Pentru comparație însă se prezintă datele suprafețelor cuprinse între $R = 6$ și $R = 18$ mm.

Din termotehnică generală se cunoaște că atingerea regimului staționar depinde în cea mai mare măsură de condițiile transferului de căldură. Din diagrame se observă că cu cât răcirea a fost mai

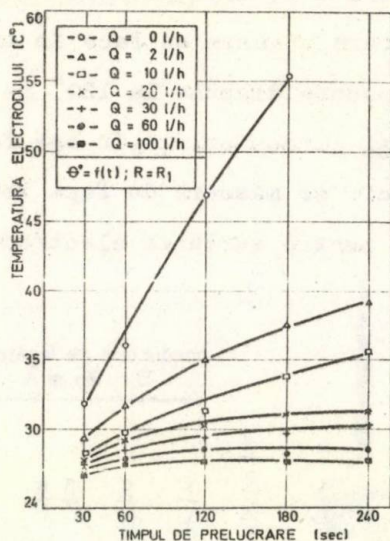


Fig. 4

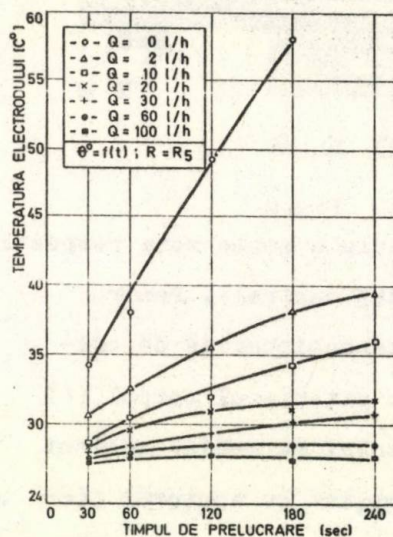


Fig. 5

intensă adică (debitul de lichid injectat mai mare) cu atât regimul staționar se stabilește mai repede. Totodată se constată că productivitatea și uzura sculei cresc paralel cu creșterea debitului. Ori conform cu aceasta ar fi logic ca și valorile temperaturilor să fie mai mari. Această inadvertență se explică relativ simplu și anume faptul că o cantitate din ce în ce mai mare de căldură va fi preluată de lichid și transportată în afara interstițiului. Această explicație însă nu este suficientă deoarece în lucrările anterioare acesteia (1,2,3) s-a demonstrat că în realitate cantitatea de căldură prelucrată de dielectric și transportată spre exterior nu urmează legile din fig. 4, 5. Acest lucru ar putea fi explicat doar prin scăderea cantității de căldură preluată de sculă (sau piesă). Într-adevăr odată cu scăderea circulației lichidului condițiile de

descărcări cu efect activ se îngreunează, particulele rezultate produc punți conducătoare (deci încălziri prin efect Joule) precum și condiții proaste pentru stingerea arcului și deci diminuarea efectului descărcării. În ceea ce privește al doilea aspect este clar că odată cu creșterea timpului în care canalul de scînteie se extinde duce la încălziri mai mari ale suprafeței electrozilor, dar și la micșorarea prelevărilor individuale, deci la micșorarea productivității (respectiv a uzurii). O asemenea constatare poate să pună în discuție afirmația că productivitatea (și uzura) sînt condiționate direct de durata impulsului. Noile mașini echipate cu generatoare bipuls demonstrează oarecum această ipoteză.

O altă serie de constatări este aceea referitoare la legea de variație a temperaturii în raport cu raza punctului unde se face măsurarea. După cum era de așteptat debitul de lichid injectat are o mare influență asupra temperaturii în zona de lucru, el realizînd nu numai o spălare a interstițiului dar menținînd o temperatură medie aproximativ constantă. Legea de variație $\theta = f(Q)$ este după cum se vede din fig. 6 o lege exponențială și sensibil identică pentru toate punctele ceea ce demonstrează că metoda și construcția electrozilor au fost judicios alese.

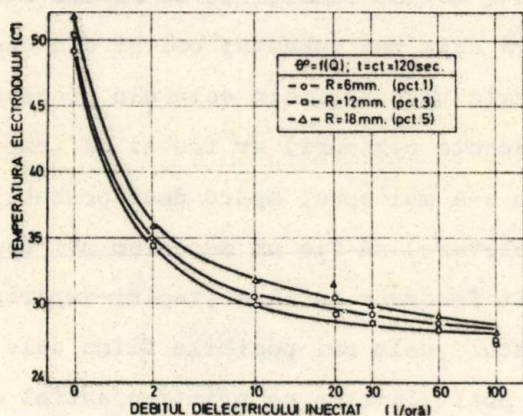


Fig. 6

Revenind acum la legea $\theta = f(R)$ se observă că încălzirile punctelor ($t_i - t_0$) urmează legea redată în figura 6 (din punct de vedere al influenței dielectricului). În ceea ce privește însă legea de variație a temperaturii în direcție radială se

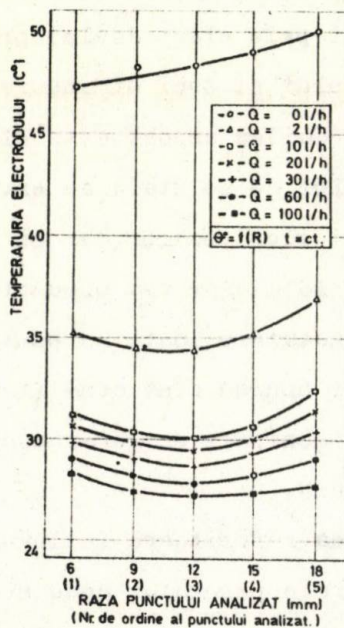


Fig. 7

te faptul că asupra mecanismului de eroziune explicația termică, ca explicație unică a prelevării nu este suficientă.

Aceasta deoarece atât în zona centrală (cazul fără spălare) cât și la periferie (cu spălare cu Q maxim) condițiile de răcire sînt mai slabe și totuși temperatura este mai scăzută; ori și din considerațiuni ale schimbului termic precum și din cele ale procesului de uzură (mai intensă în aceste regimuri) ar trebui ca temperaturile să fie mai mari. Așa cum s-a mai spus, apare deci probabil că mecanismul de eroziune (prelevare) să fie un mecanism mai complex, care să cuprindă deci atât fenomene termice (topiri-vaporizări) cât și fenomene de altă natură, cele mai posibile fiind cele mecanice. Se demonstrează deci posibilitatea ca printr-o astfel de metodă mijlocită să se aducă cel puțin o mică contribuție la elucidarea acestui fenomen.

observă că ea este în foarte mare măsură dependentă de condițiile de răcire schimbîndu-se nu numai din punct de vedere cantitativ dar și calitativ. Este adevărat că forma curbei de variație a temperaturii este în general asemănătoare formei electrodului uzat însă această asemănare este mai pregnantă în cazurile cînd are loc spălarea interstițiului și mai ales cînd debitul este mijlociu. În cazurile extreme ($Q = 0$; Q - foarte mare) condițiile de transfer de căldură se schimbă, influența ei asupra cîmpurilor de temperatură este maximă (într-un sens sau altul) și acest lucru poate să arate

BIBLIOGRAFIE

- [1]. Obaciu,Gh.,Kurr,R. : Messung der Temperaturen bei der elektroerosiven Bearbeitung.Industrie Anzeiger, Essen, 93-Nr.86-1971.
- [2]. Kurr,R.,Obaciu,Gh. : Verteilung der Impulsenergie bei der elektroerosiven Bearbeitung.Industrie Anzeiger, Essen,93-Nr.54-1971.
- [3]. Kurr,R.,Obaciu,Gh.,Wertheim,R.: Die Auswirkung der Energieverteilung suf Abtrag und Verschleiss bei der funkenerosiven Bearbeitung.Industrie Anzeiger,Essen,94-Nr.31-1972.
- [4]. Obaciu,Gh., Kurr,R. : Aparat pentru măsurarea electrică a temperaturii.Metrologia Aplicată,Bucureşti, 17-Nr.11-1970.
- [5]. Obaciu,Gh. : Contribuţii la studiul distribuţiei energiei impulsului la prelucrarea cu impulsuri dirijate.In: C.N.T.N.,Timisoara,oct.1971.
- [6]. Obaciu,Gh.,Vertheim,R.:Die Bestimmung der wirksamen Impulzahl bei der EDM. In: Buletinul Stiintific al Universităţii Braşov,Vol.XIV,nov.1972.
- [7]. Snoeys,R.,vanDijk,F. :Investigations of EDM-Operations by Means Thermo-Mathematikal Models, CIRP-paper 1971

OBACIU GH.

DESPRE O METODA MEDIE DE ANALIZA A PRELUCRARIII
ELECTROLITICE PRIN CIMPURI DE TEMPERATURA

Rezumat

Lucrarea constă într-o metodă posibilă de cercetare a prelucrărilor fine prin compararea probelor rectificate și a curbelor de temperatură. După această prezentare a bazelor teoretice, au fost descrise rezultatele analizei. Ele corespund cu teoria, ceea ce dovedește corectitudinea metodicii de analiză.

ÜBER EINE MITTELBARE METHODE DER ANALYSE DES ELECTRODEN-
VERSCHLEISSES DURCH DEN TEMPERATURFELDER

Zusammenfassung

Die Arbeit stellt eine mögliche Methode zur Untersuchung der Verschleisserscheinungen durch die Vergleichung der Verschleissform und Temperaturkurven vor. Nach einer kurzen Vorstellung der theoretischen Grundlagen, sind die Untersuchungsergebnisse beschrieben worden. Sie stimmen mit der Theorie überein, was die Richtigkeit der Untersuchungsmethodik bestätigt.

INFLUENTA ERORILOR DE POZITIONARE A BURGHIILOR ELICOIDALE
ASUPRA UNOR PARAMETRI GEOMETRICI AI FETEI DE ASEZARE OB-
TINUTA PRIN ASCUTIREA CILINDRO-ELIPTICA DUBLA

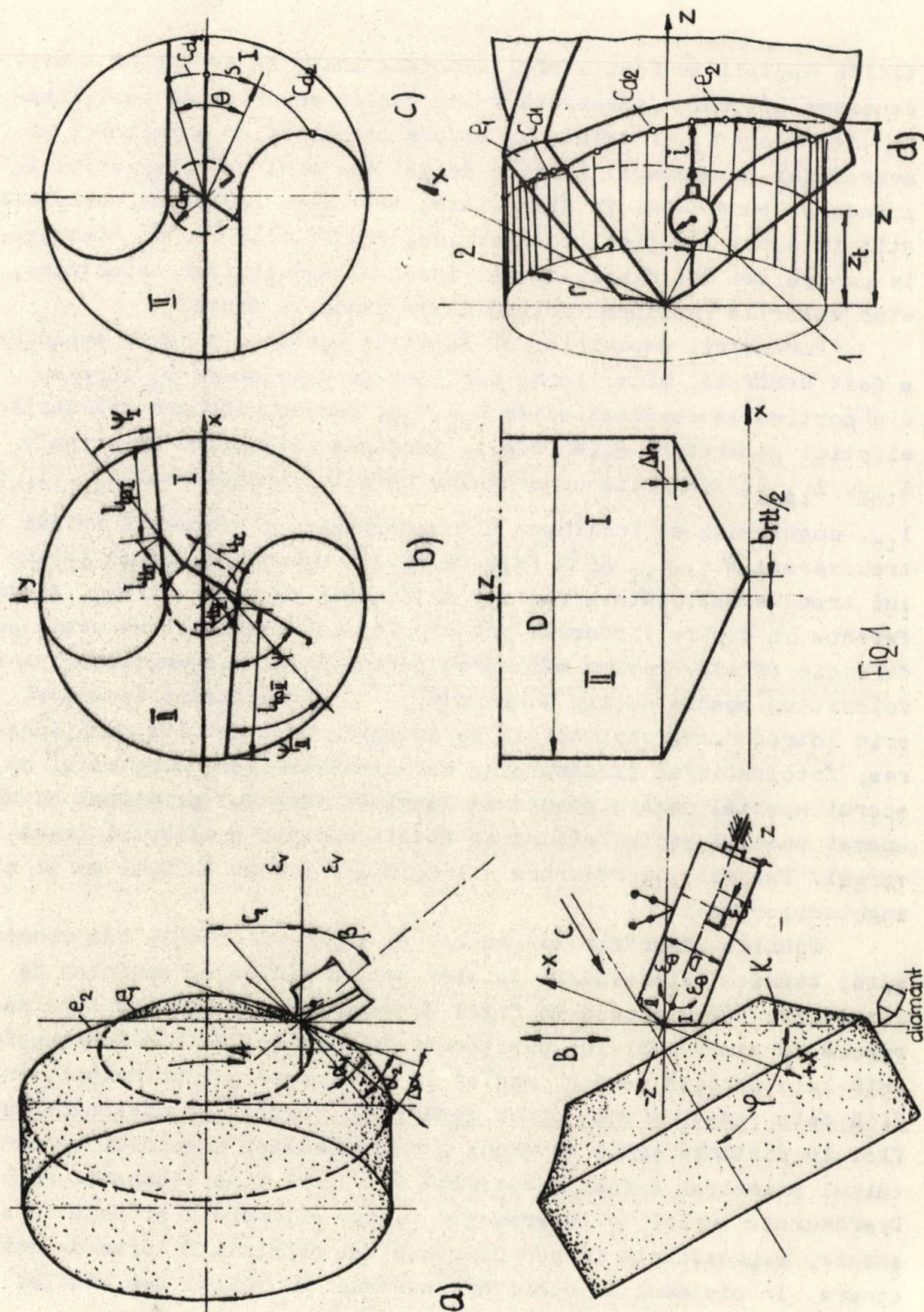
Dr.ing.Gh.Caşler, profesor la Facultatea de mecanică,
Institutul politehnic din Iaşi;
Ing.N.Gojineţchi, şef lucrări la Facultatea de mecanică,
Institutul politehnic din Iaşi;
Dr.ing.V.Belousov, profesor la Facultatea de mecanică,
Institutul politehnic din Iaşi.

Din raţiuni de universalitate, maşinile de ascuţit burghie elicoidale de tip ELBITOR[1] construite după procedeul cilindro-eliptic[2] sînt dotate cu dispozitive de prindere cu elemente prismatice, avînd scheme de bazare complete. Datorită prinderii în dispozitiv şi a reglării lanţului de avans pe adîncime este posibilă apariţia erorilor de poziţionare, care se manifestă prin deplasarea şi rotirea nedorită a burghiului faţă de poziţia prescrisă. Erorile de poziţionare prezintă caracter stohastic, variînd ca mărime de la dinte la dinte şi de la burghiu la burghiu şi au ca efect modificarea geometriei feţelor de aşezare şi apariţia fenomenelor de asimetrie geometrică, cu consecinţe cunoscute, legate de scăderea preciziei de găurire, încălcarea neuniformă a dinţilor, scăderea durabilităţii burghiilor etc. . Practica ascuţirii burghiilor elicoidale a demonstrat că şi în cazul dotării maşinilor

de ascuțit cu dispozitive, este posibilă apariția modificărilor de geometrie, ca urmare a erorilor de poziționare ce apar la baza-rea și strângerea în dispozitiv și la reglarea lanțului cinematic de avans pe adâncime. Erorile de poziționare sînt inerente mașinilor-unelte și dispozitivelor în general, studii și cercetări în acest domeniu fiind executate la Școala superioară Bauman din Moscova [3] și la Școala tehnică superioară Karol-Wilhelm din Braunschweig, RFG, sub conducerea lui G. Pahlitzsch [4], cu referiri în special la dispozitive de tipul mandrinelor cu fălci. Apariția erorilor de poziționare la prinderea în dispozitive a mai fost sesizată de autori cu ocazia experimentării unui nou tip de mașină de ascuțit burghie elicoidale după procedeul eliptic simplu [5]. Fără a intra în fizica proceselor de apariție a erorilor de poziționare datorită prinderii în dispozitive, interesează care este influența acestora asupra geometriei fețelor de așezare și care sînt măsurile de ordin constructiv și funcțional ce rezultă a fi luate la construcția, reglarea și exploatarea dispozitivelor cu care sînt dotate mașinile de ascuțit ELBITOR, construită după licență românească la I.M. Suceava, obiectiv urmărit în cadrul prezentei lucrări.

Ca metodă de cercetare s-a ales metoda experimentală, folosirea relațiilor analitice deduse de autori pentru acest procedeu fiind extrem de complexă.

Metoda de cercetare constă în ascuțirea unor burghie cu diverse erori de poziționare provocate în mod intenționat și măsurate, păstrînd constante caracteristicile constructiv-poziționale ale mașinii de ascuțit și în urmărirea unor parametri geometrici caracteristici ai suprafețelor de așezare obținute prin aceste ascuțiri; pentru ascuțiri s-a utilizat prototipul experimental al mașinii ELBITOR, modificat pentru experiment astfel încît să permită schimbarea poziției burghiului în dispozitiv și măsurarea erorilor de poziționare astfel provocate. Schema experimentărilor efectuate este prezentată în fig. 1, în care se vede schema simbolică de poziționare a burghiului în dispozitiv, schema procedeului de ascuțire cilindro-eliptică dublă și caracteristicile constructive ale mașinii, ale căror valori măsurate au fost: $R_1 = 64 \text{ mm}$; $R_2 = 100 \text{ mm}$; $C_1 = 60,5 \text{ mm}$; $\beta = 49^\circ 40'$; $K = 59^\circ$; $\varphi = 70^\circ 30'$; experimentările au fost efectuate pe un burghiu cu $D = 30 \text{ mm}$ și $d_m = 5,05 \text{ mm}$. Caracteris-



ticile mașinii au fost astfel adoptate încât să se obțină o evidențiere cât mai accentuată a influenței erorilor de poziționare unghiulare ξ_θ și axiale ξ_z asupra parametrilor geometrici ai suprafeței de așezare. Erorile de mai sus sînt caracteristice la prinderea burghiului în dispozitiv, influența lor fiind cercetată atît în cazul ascuțirilor simetrice, cînd erorile ξ_θ , ξ_z sînt egale pentru cei doi dinți, cît și în cazul ascuțirilor asimetrice, cînd valorile acestora variază de la dinte la dinte.

Parametrii geometrici ai feței de așezare, a căror evoluție a fost urmărită, sînt: forma curbelor de detalonare C_d compuse din porțiunile caracteristice C_{d1}, C_{d2} , corespunzătoare cilindrilor eliptici generatori e_1, e_2 fig.1, lungimea tăișurilor principale l_{tpI}, l_{tpII} , lungimile segmentelor tăișului transversal l_{ttI}, l_{ttII} , l_{tc} , unghiurile de înclinare ale segmentelor ce formează tăișul transversal, ψ_I, ψ_{II} și ψ față de tăișul principal, forma tăișului transversal, bătaia radială a tăișului transversal b_{rtt} și diferența Δh dintre vîrfurile principale ale burghiului măsurate pe direcție axială. Pentru măsurarea parametrilor sus menționați s-a folosit un aparat de tip Schropp [6], perfecționat de autori prin introducerea unui sistem periscopic, care permite poziționarea, fotografierea și măsurarea caracteristicilor geometrice, un aparat special pentru măsurarea lungimii tăișului principal și un aparat special pentru măsurarea bătaii radiale a tăișului transversal. Precizia de măsurare a lungimilor a fost de 0,01 mm și a unghiurilor de $1'$.

Tehnica măsurării lungimilor și unghiurilor este cea cunoscută, tehnica determinării datelor pentru ridicarea curbelor de detalonare fiind expusă în fig.1 d: comparatorul 1, avînd tija paralelă cu axa burghiului poziționat în aparatul de tip Schropp, fixată la o anumită rază r , reglat la zero pe tăișul principal, indică cota $i = z - z_f$ a unui punct generic al curbei de detalonare, aflat la distanță egală cu arcul s corespunzător unghiului cu care tăișul principal a fost rotit față de vîrfurile tijei comparatorului. Desfășurata curbei de intersecție dintre cilindru 2 și fața de așezare, reprezentată în coordonatele a, ϕ reprezintă curba de detalonare. În sistemul de cercetări efectuat de autori s-a studiat forma curbelor de detalonare pentru $r=3, 15, 14$.

Pentru studiul influenței erorilor de poziționare unghiulare ξ_θ s-au executat ascuțiri simetrice cu $\xi_\theta = -6^\circ \rightarrow +6^\circ$ și ascuțiri asimetrice cu $\xi_\theta = 3^\circ$, ascuțirea cu $\xi_{\theta I} = \xi_{\theta II} = 0$ fiind considerată ascuțire de referință, corectă. Curbele de detalonare pentru $r=3$ mm sînt prezentate în fig.2 a, variația parametrilor geometrici ai feței de așezare pentru ascuțirea simetrică în fig.2 b, iar pentru ascuțirea asimetrică în fig.2 c. Din diagramele din fig.2 se pot face următoarele observații: curbele de detalonare își păstrează alinaura curbelor de referință, ca atare erorile de poziționare unghiulare nu duc la pierderea caracteristicilor de bază ale dintelui, curbele de detalonare neintersectînd suprafața așchiată; se observă o scurtare a porțiunilor curbei de detalonare C_{dl} în zona tășului atunci cînd ξ_θ variază de la -6° la $+6^\circ$, gradientele optime de creștere a unghiului de așezare obținîndu-se la erori de poziționare negative (fig.1 b), cînd porțiunile C_{dl} cresc de la exterior la interior. Asemenea forme pot fi obținute dacă limitatorul tangențial al dispozitivului se reglează pentru obținerea ascuțirii de referință la diametre minime ale burghiilor. În acest fel, erorile de poziționare unghiulare se transformă în corecții de reglaj pozițional unghiular. Acest lucru este posibil avînd în vedere că ceilalți parametri geometrici ai feței de așezare, l_{tpI} , l_{tpII} , l_{ttI} , l_{ttII} nu se modifică esențial (fig.2 b). Nici în cazul ascuțirilor asimetrice (fig.2 c) aceste erori nu duc la modificări importante ale parametrilor geometrici studiați, cu excepția parametrului Δh care crește linear cu eroarea unghiulară ξ_θ .

Erorile axiale ξ_z nu au practic nici o importanță asupra geometriei feței de așezare dacă sînt egale pentru cei doi dinți, efectul fiind legat de adîncimea stratului de metal ce trebuie abrazat. La dispozitivele cu mecanisme de divizare la 180° , corect executate, asemenea erori sînt neglijabile dacă strîngerea este suficientă. La dispozitivele cu întoarcerea manuală a burghiului la 180° , erorile ξ_z sînt posibile datorită erorilor de poziționare a elementului axial. Erorile de acest gen nu duc la pierderea calităților așchietoare ale burghiilor, așa cum rezultă din evoluția curbelor de detalonare, dar produc o variație puternică a parametrilor l_{tpI} , l_{tpII} , b_{rtt} , Δh (fig.3), fețele de așezare căpătînd forma din fig.3 b. Parametrii ψ_I , ψ_{II} , l_{ttI} , l_{ttII} , au o susceptibilitate redusă față de aceste erori.

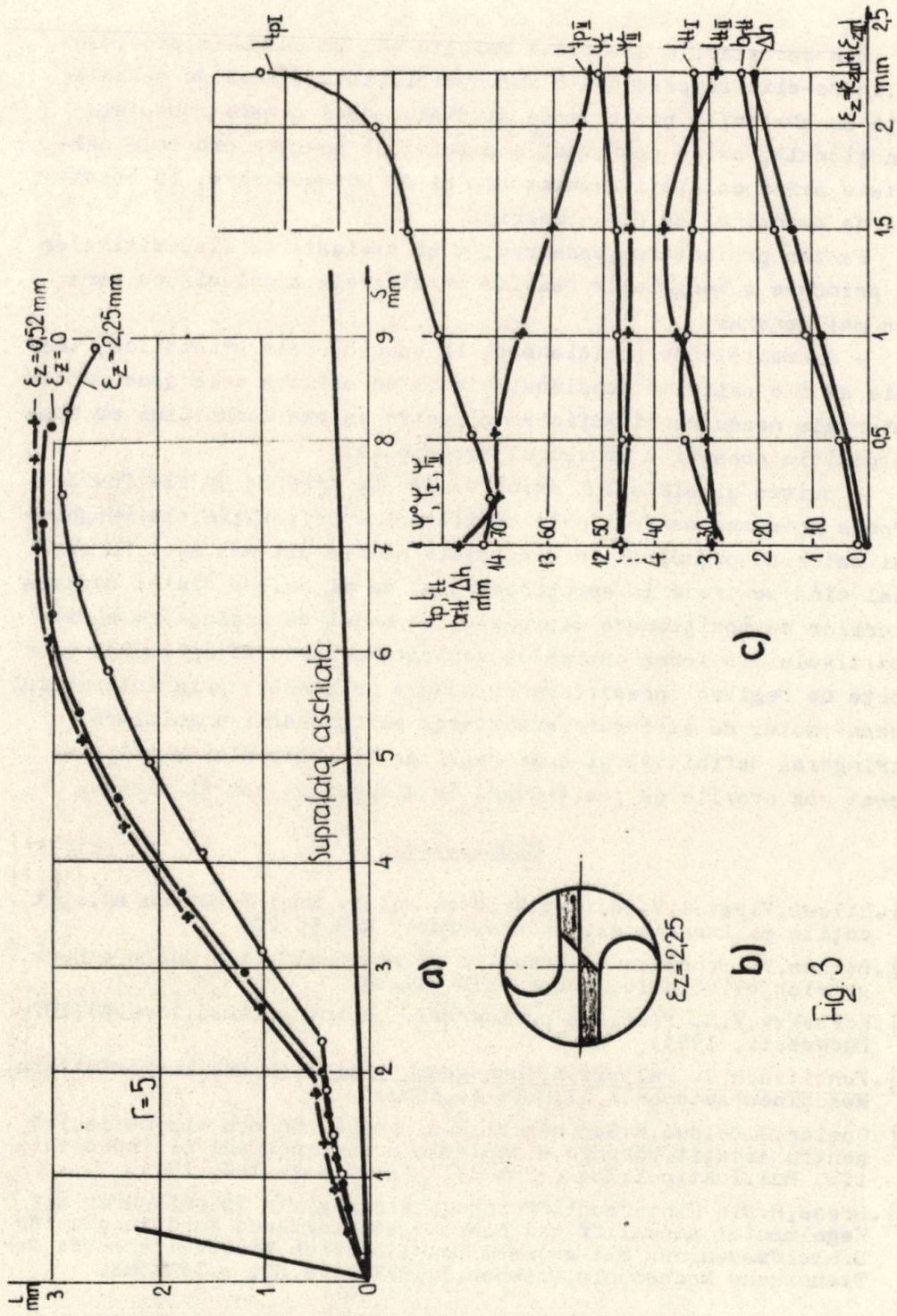


Fig. 3

Din cercetările efectuate rezultă că, în ansamblu, procedeul cilindro-eliptic prezintă o susceptibilitate extrem de scăzută față de abaterile poziționale studiate, deci o mare robustețe funcțională, orice conformație a feței de așezare din cele cercetate avînd calități așchietoare și de autocentrare, cu condiția ca ascuțirea să fie simetrică.

Pentru proiectarea, construcția și exploatarea dispozitivelor de prindere a burghiilor rezultă următoarele concluzii cu caracter mai general:

- elementele de poziționare, în special cele prismatice, trebuie să fie astfel dimensionate încît să asigure cele șase puncte materiale necesare și suficiente pentru ca axa burghiului să ocupe poziția prescrisă în cadrul procedului;

- prisma și elementul axial de reazem trebuie să fie foarte precis ghidate, astfel încît modificările de poziție ale burghiului datorită prinderii în dispozitiv să fie cît mai mici, în special cînd se trece la ascuțirea celui de al doilea dinte; mărimea erorilor de poziționare depinde și de modul de exploatare a dispozitivului; o formă optimă de exploatare necesită aplicarea unor forțe de reglare (prestrîngere) asupra prismelor, prin intermediul mecanismului de strîngere, executarea poziționării unghiulare, strîngerea definitivă și apoi reglarea limitatorului axial; în acest caz erorile de poziționare în dispozitiv vor fi minime.

BIBLIOGRAFIE

- [1] .Belous, V. Pavel, V. Gojinețchi, N. și colab. Mașină pentru ascuțit cuțite și burghie elicoidale, Brevet RSR 55.209.
- [2] .Belous, V. Procedeul de ascuțire cilindro-eliptică dublă a burghiilor elicoidale, Dosar OSIM 64.876.
- [3] .Korsakov, V. S. Precizia prelucrării mecanice, (trad. l. rusă) IDT, București, 1963.
- [4] .Pahlitzsch, C. Hellwig, W. Spanngenaueigkeit von Dreibackenfztern, Maschinenbautechnik, 17, Heft 10, 1965.
- [5] .Cașler, G. Belous, V. Gojinețchi, N. și colab. Un nou tip de mașină pentru ascuțit burghie elicoidale prin procedeul cilindro-eliptic, Bul. Inst. pol. Iași, Tom XVII (XXI), fasc. 1-2, 1971
- [6] .Dress, H. Die Hinterschliffwinkelgleichung für Spiralbohrer mit Kegelmantel anschliff und hieraus abzuleitende Forderungen für Schleifmaschinen mit grossem Schleifbereich, Wiss. Zeitschrift der Technische Hochschule, Dresden, 7, 1957/1958, H2, p. 369-388.

CASLER GH., GOJINETCHI N., BELOUSOV V.

INFLUENTA ERORILOR DE POZITIONARE A BURGHIELOR ELICOIDALE
ASUPRA UNOR PARAMETRI GEOMETRICI AI FETEI DE ASEZARE OB-
TINUTA PRIN ASCUTIREA CILINDRO-ELIPTICA DUBLA

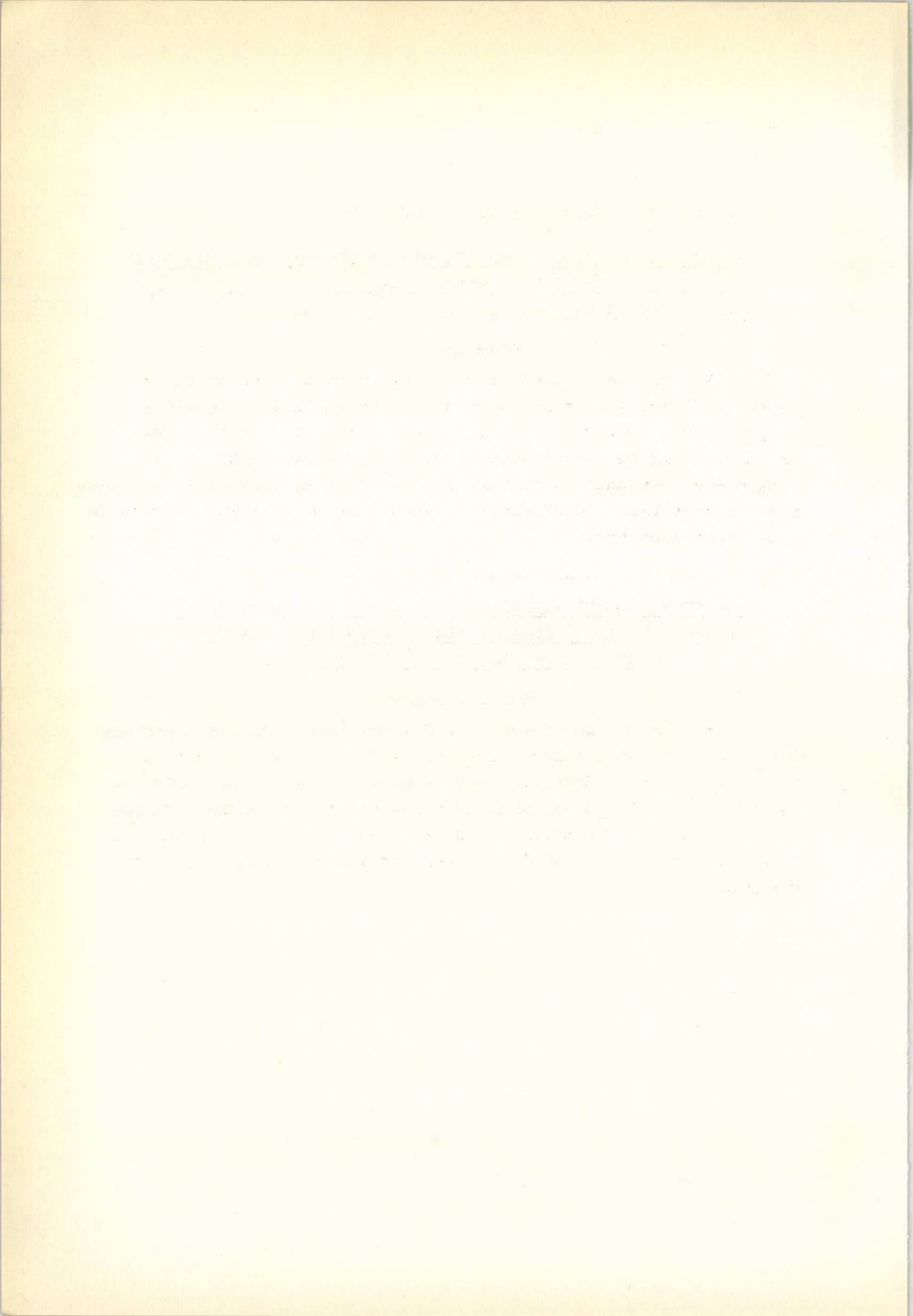
Rezumat

In lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate asupra influenței erorilor de poziționare unghiulare și axiale asupra unor parametri geometrici caracteristici ai fețelor de așezare, obținute prin procedeul cilindro-eliptic dublu și se trag unele concluzii cu privire la construcția, reglarea și exploatarea dispozitivelor de prindere a burghiilor pe mașinile construite după acest procedeu.

DER EINFLUSS VON EINSTELLFEHLER AUF DIE GEOMETRISCHEN
KENNZEICHEN DER FREILACHE VON SPIRALBOHRERN MIT DOP-
PELTEM ELLIPSENZYLINDERMANTELANSCHLIFF

Zusammenfassung

Es werden die Ergebnisse von Untersuchungen über den Einfluss von Winkel- und Achseneinstellfehlern auf die geometrischen Kennzeichen der durch doppelten Ellipsenzylindermantelanschliiff erhaltenen Freiflächen bekanntgegeben und einige Schlussfolgerungen über den Bau, die Einstellung und die Verwendung der Klemmvorrichtungen für die Bohrer an für dieses Verfahren gebauten Maschinen gezogen.



CERCETARI PRIVIND CONDITIILE RATIONALE DE ABRAZARE

A UNOR MATERIALE UTILIZATE IN CONSTRUCTIA SCULELOR

ASCHIETOARE

Ing.B.Plahteanu, șef lucrări la Institutul politehnic Iași
Ing.N.Gherghel, asistent la Institutul politehnic Iași

Oțelurile pentru scule, carburile metalice sinterizate și materialele dure mineralo-ceramice au o pondere și o importanță deosebită în fabricația sculelor așchietoare, tocmai datorită proprietăților lor remarcabile în condițiile complexe ale procesului de așchiere.

Însă, înaltele proprietăți ale acestor materiale și în special rezistența la uzură și la temperaturi înalte, sînt asociate cu un grad înalt de dificultate privind prelucrarea lor prin așchiere.

Toate acestea fac ca rolul proceselor de prelucrare prin abrazare să crească considerabil, datorită performanțelor pe care a reușit să le atingă, performanțe legate de productivitatea prelucrării, precizia și calitatea suprafețelor prelucrate, corelate cu eficiență economică corespunzătoare pe baza unor condiții raționale de lucru.

În contextul celor relatate, principalele direcții în care sînt concentrate cercetările teoretico-experimentale, sînt cele legate de studiul caracteristicilor corpurilor abrazive și

a tehnologiei de elaborare și ascuțire și a influenței acestor asupra desfășurării procesului de abrazare [1], [2], [5], [11], [15]; de stabilirea unor regimuri optime de rectificare [9], [11], [15]; remarcându-se numărul mare de cercetători care abordează rectificarea cu viteză mare [2], [5], [15]; de influența caracteristicilor fizico-mecanice determinate de compoziția materialelor prelucrate precum și influența mediilor de răcire-ungere asupra abrazării [3], [9], [15]. Performanțele abrazării, în toate aceste cazuri, sunt evaluate pe baza unor criterii ce urmăresc să exprime sintetic desfășurarea procesului de abrazare precum și interdependența tuturor parametrilor care determină procesul, existând în această privință numeroase contradicții care se datorează pe de o parte complexității procesului, la care concură o mare varietate de parametri, iar pe de altă parte, a unor optici diferite de apreciere a aspectului tehnico-economic al prelucrării. Contribuții în această direcție sunt aduse de cercetătorii: G.Sleisinger, Boston, Moor, Lurie [8], Jessup [6], Ricka [10], Mitrofanov, Koroleva [7] Secară [12], [13], Semenov [15], Constantinescu [1].

Lucrarea de față își propune să analizeze influența unor parametri dominanți în evoluția procesului de abrazare, care în condițiile recomandate de cercetările experimentale și de practica uzinală privind abrazarea materialelor pentru scule, să asigure maximal criteriile de evaluare a performanțelor abrazării, cu aplicații la ascuțirea sculelor așchietoare.

Cunoscut fiind caracterul dinamic al forțelor de așchiere la abrazare, ca de altfel și la celelalte procedee de prelucrare, pentru studiul influenței diferiților parametri care descriu procesul de abrazare asupra performanțelor acestuia, cercetările recente [3], [5], [9], [15] utilizează în acest scop, dispozitive pentru rectificarea cu forță radială constantă (controlată), plasate pe mașini de rectificat. Această metodologie permite recoltarea unor date comparabile, deoarece se elimină influența forței radiale de rectificare - P_y , asupra intensității procesului de îndepărtare a materialului (abrazare), determinat de deformările elastice ale sistemului tehnologic, dată fiind rigiditatea limitată a acestuia.

Astfel, volumul de metal îndepărtat la un moment dat al procesului, reflectă calitățile așchietoare ale discului la acel

moment, în condițiile de lucru impuse.

Cercetările experimentale întreprinse de autori, s-au efectuat cu utilizarea unui dispozitiv de rectificat cu forță constantă, conceput și realizat în laboratorul de Mașini-unelte și scule al Institutului politehnic din Iași, plasat pe o mașină de rectificat universală KU 250/750. Dispozitivul modelează procesul de rectificare plană, proces caracteristic pentru ascuțirea sculelor și reprezintă o variantă îmbunătățită aceluia prezentat de noi în lucrarea [9].

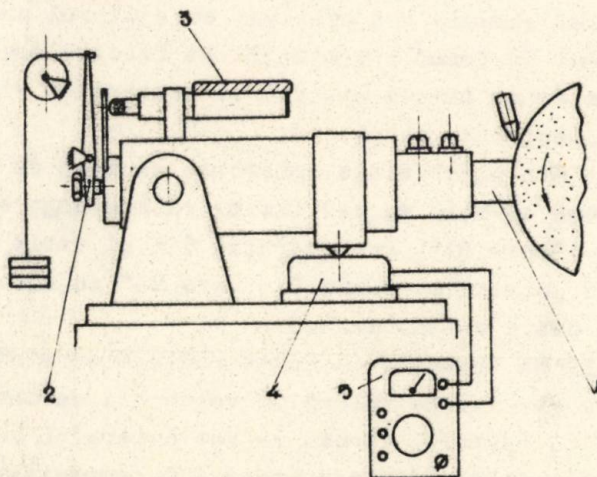


Fig.1

Dispozitivul pentru abrazarea cu forță controlată (fig.1) permite fixarea unei epruvete 1 din materialul încercat, care este deplasată în avans transversal spre discul abraziv cu o forță constantă realizată cu ajutorul unui sistem de încărcare 2 de tipul cu contragreutate. Avansul eprubetei este indicată de un comparator cu cadran 3. Dispozitivul este prevăzut cu o capsulă dinamometrică tensometrică 4 pentru măsurarea forței tangențiale la rectificare, forță ce este indicată de aparatul de măsură a unei punți tensometrice electronice de tip "Orion" 5. Epruveta este adusă în contact cu discul abraziv, cu ajutorul unui șurub micrometric.

Instalația experimentală mai cuprinde un dispozitiv de măsurare a uzurii discului abraziv și un sistem de răcire-ungere cu

jet pulverizat. Rugozitatea suprafeței s-a evaluat cu ajutorul unui microscop dublu Linnik-Smaltz.

S-au selectat pentru încercări, următoarele materiale pentru scule, materiale ce fac parte din grupe diferite de prelucrabilitate:

- OSC7 STAS 1700-66, călit și revenit, HRC 53,
- Cl20 STAS 3611-66, călit și revenit, HRC 59,
- VSCW9 STAS 3611-66, călit și revenit, HRC 52 și
- Rp3 STAS 7382-66, călit și revenit, HRC 64.

Discul abraziv utilizat - E60M, viteza de lucru 30 m/sec. Ascuțirea discului abraziv s-a efectuat cu ajutorul unui creion cu vîrf de diamant de formă piramidală. La fiecare ascuțire poziția și viteza de avans precum și numărul trecerilor vîrfului de diamant au fost menținute constantă.

Epruvetele din materialele încercate au fost de formă prismatică cu secțiune 15 x 15 mm, mediile de răcire-ungere utilizate: emulsie "Dero R + Dero RA", concentrație 5 % și debit $Q_1 = 8$ l/min și jet de lichid pulverizat "Dero R + Dero RA" cu concentrație de 2,5 % în apă și debit $Q_1 = 300$ ml/h.

Încercările de abrazare cu forță radială constantă $P_y = 2, 4, 6$ Kgf, au permis stabilirea valorilor volumului de material îndepărtat în timp, cu ajutorul căruia se pot determina criteriile: volumul specific de material îndepărtat - Q , capacitatea de abrazare - K , raportul de abrazare în condițiile păstrării aceleași uzuri a discului abraziv și a rugozității suprafețelor prelucrate.

Stabilitatea sistemului, buna ținută mecanică a instalației experimentale utilizate, menținerea vitezei periferice a discului abraziv în limite strînse precum și repetarea fiecărei determinări, au concurat la obținerea unor rezultate comparabile.

Datele recoltate au fost prelucrate corespunzător și au stat la baza întocmirii diagramelor din fig.2-9.

Din fig.2 rezultă că, volumul total de material îndepărtat în același timp și în aceleași condiții de lucru, este diferit pentru cele 4 materiale cercetate. ele situîndu-se în următoarea ordine descrescîndă de prelucrabilitate prin abrazare: VSCW9, Cl20, OSC7, Rp3. Se evidențiază încă o dată necesitatea abordării studiului prelucrării prin abrazare a materialelor pentru scule,

nu global ci, prin gruparea lor pe grupe de prelucrabilitate [4].

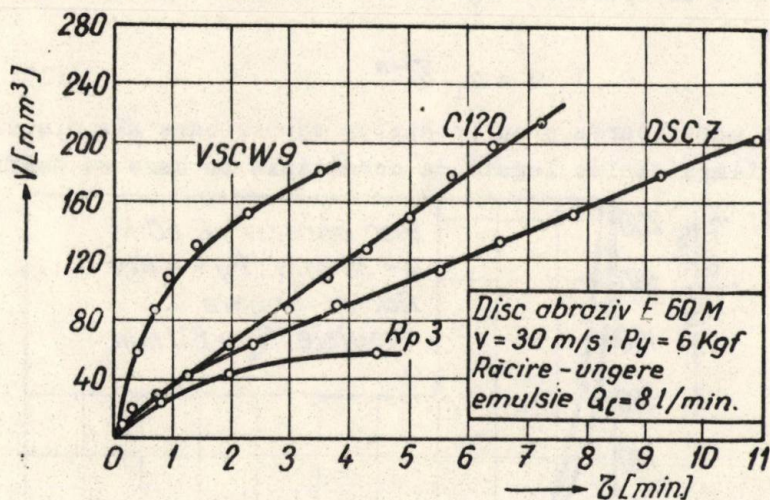


Fig. 2

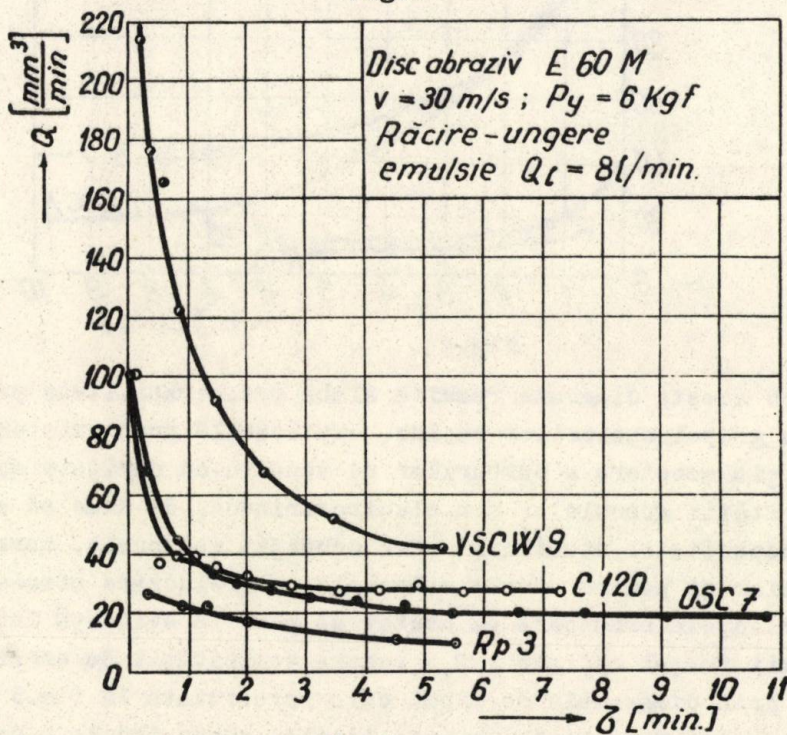


Fig. 3

Diagramele din fig. 3 și 4, pun în evidență dependența volumului specific de material îndepărtat Q [mm^3/min] în timp, la

forțe diferite de apăsare - P_y . Altiura curbelor corespunde relației de forma:

$$Q = c_1 \cdot \zeta^{-m} \quad (1)$$

și reflectă modificarea proprietăților aşchietoare ale discului abraziv în timp, strîns legată de condițiile în care se desfășoară procesul.

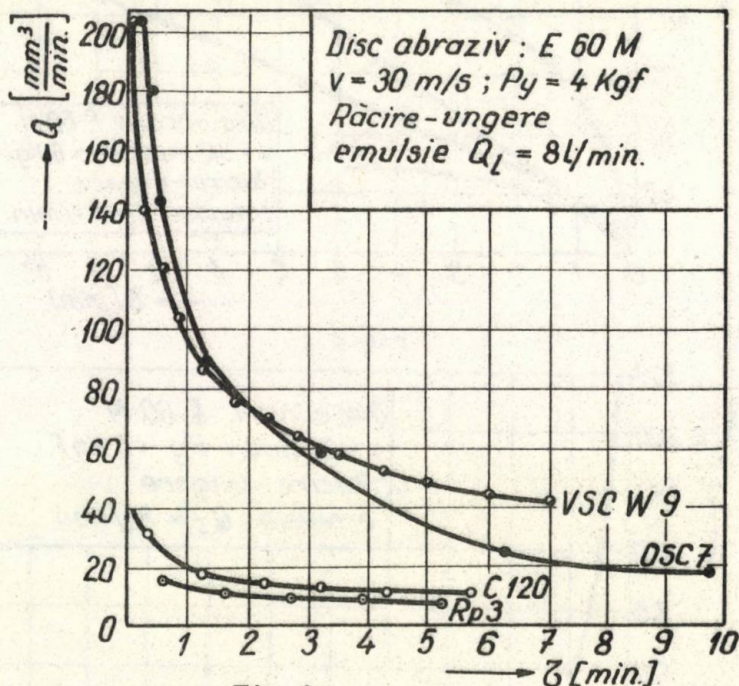


Fig.4

Si din aceste diagrame rezultă slaba prelucrabilitate prin abrazare a grupei oțelurilor rapide, explicabilă prin existența în compoziția acestora a carburilor de vanadiu, cu duritate superioară durității granulelor din electrocorindon, de unde se evidențiază necesitatea stabilirii unor condiții raționale, care să permită chiar și pentru aceste materiale, o prelucrare eficientă.

Experiențele următoare au căutat să pună în evidență influența mărimii forței radiale - P_y , asupra capacității de abrazare, ilustrată prin diagramele de tipul celor prezentate în fig.5 și 6, creșterea forței radiale în anumite limite, conducînd la o creștere a volumului specific de metal îndepărtat.

Toate aceste rezultate au permis întocmirea unei diagrame sintetice, în coordonate dublu-logaritmice, prezentată în fig.7,

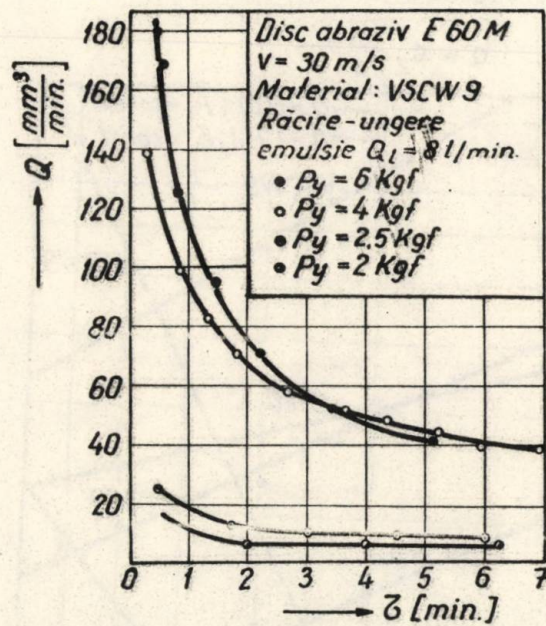


Fig. 5

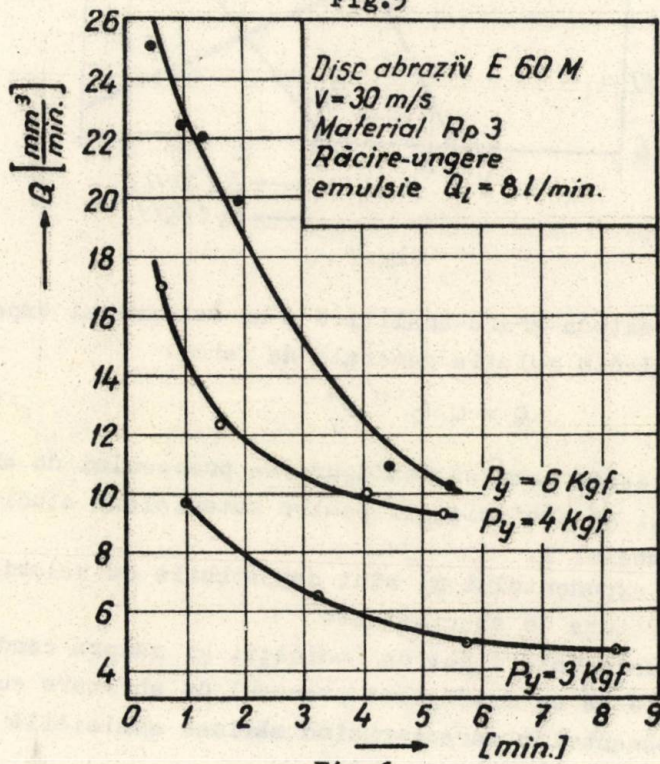


Fig. 6

din care rezultă și dependența analitică dintre Q și P_y :

$$Q = C_2 \cdot P_y^n \quad (2)$$

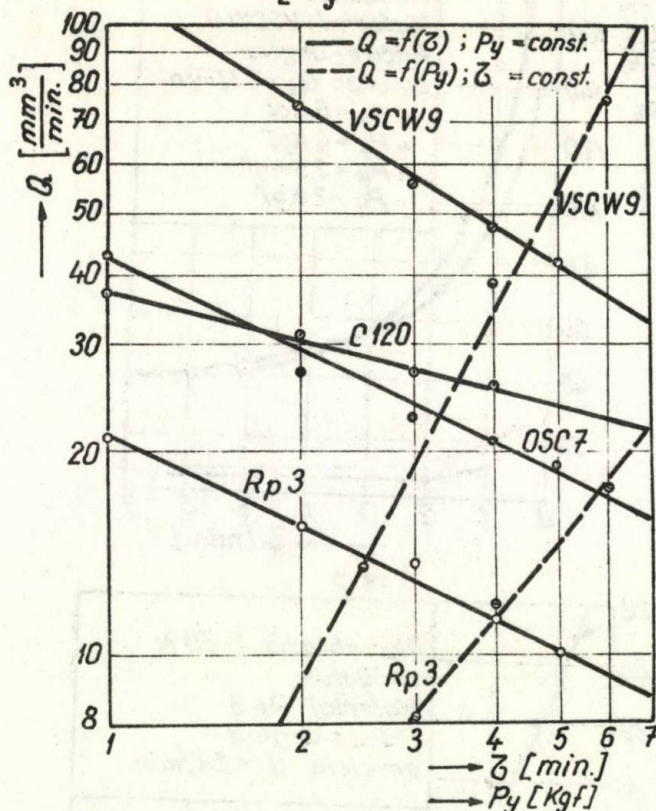


Fig.7

Folosind metoda grafo-analitică s-au determinat exponenții și coeficientul din relația generală de forma:

$$Q = C \cdot \zeta^{-m} \cdot P_y^n \quad (3)$$

care caracterizează complex desfășurarea procesului de abrazare.

Exponenții și coeficienții pentru materialele studiate sînt înscrise în tabelul 1.

Valorile exponentului m , sînt comparabile cu valorile menționate în literatura de specialitate.

Toate aceste valori pot da indicații și asupra condițiilor în care trebuie să se desfășoare procesul de abrazare cu avans constant, exponentul m caracterizînd mărimea admisibilă a avan-

sului.

Tabelul nr.1

Materialul prelucrat	C	m	n
VSCW9	3,04	0,62	2,35
OSC7	2,80	0,44	2,10
Cl20	2,50	0,27	1,92
Rp3	2,33	0,48	1,19

Coeficientul C din relația (3) reflectă capacitatea inițială de abrazare, depinzând în principal de caracteristicile discului abraziv, condițiile de ascuțire și mediul de răcire-ungere.

Influența mediului de răcire-ungere asupra evoluției procesului de abrazare în timp, este ilustrată în diagramele din fig.8,9.

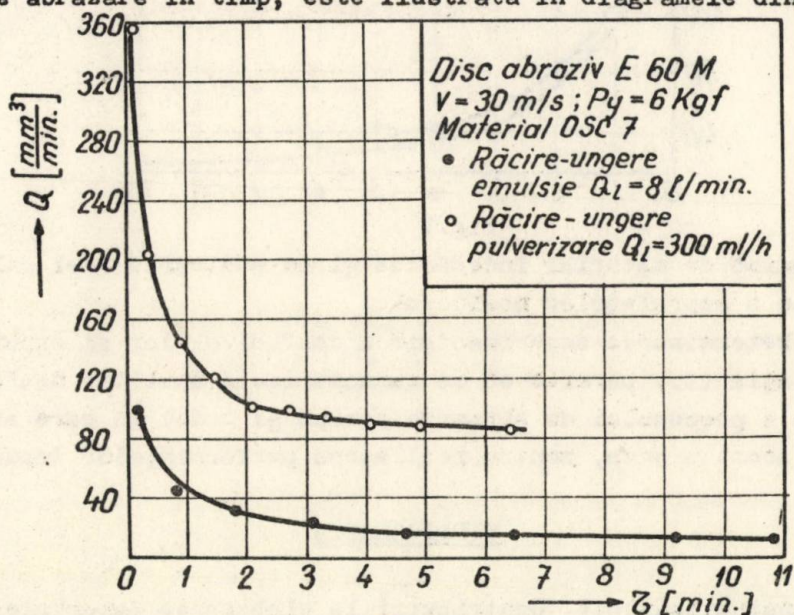


Fig.8

Se observă că răcirea-ungerea cu jet pulverizat permite păstrarea în timp, a unei capacități de abrazare mai ridicată față de răcirea-ungerea prin curgere.

Folosirea dispozitivelor de abrazare cu forță controlată pentru studiul proceselor de abrazare și a metodologiei de cercetare expuse, permite stabilirea unor condiții raționale de lucru,

care să asigure o durată cât mai îndelungată a calităților aşchietoare ale discurilor abrazive, cu o uzură minimă, pentru o cantitate

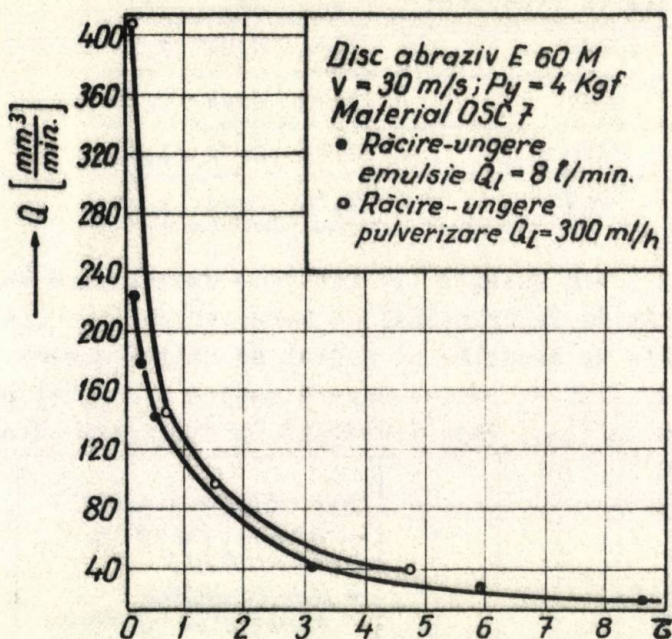


Fig.9

tate maximă de material îndepărtat și cu păstrarea unei calități ridicate a suprafețelor prelucrate.

Determinarea experimentală a coeficienților și exponenților din relația (3), permite să se caracterizeze analitic desfășurarea în timp a procesului de abrazare precum și modul în care se poate dirija acest proces, pentru realizarea performanțelor impuse.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. Constantinescu, V. Contribuții la elaborarea materialelor abrazive cu lianți metalici. Rezumatul tezei de doctorat, I.P. Cluj, Facultatea de mecanică, 1972.
- [2]. Everett, E.S. Grinding development in the USA, Machinery and Production Engineering, Vol. 116, nr. 3016, 2 sept. 1970, p. 402-405.
- [3]. Furuichi, R. și Nakayama, M. Effect of Emulsion Type Grinding Fluids on Grinding, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, vol. VI, dec. 1964.

- [4]. Haufe, W. Rectificarea sculelor din oțel rapid, Prelucrarea metalelor. Caiet selectiv, nr.11, 1966.
- [5]. Inoue, H. Noguchi, H. Takahashi, Y. și Suzuki, S. Research on High Efficiency Grinding, Bulletin of Mechanical Engineering Laboratory, Japan, nr.2, 1972.
- [6]. Jessup, W.F. Evaluating the performance and potential of cylindrical grinding machines, Machinery and Production Engineering, vol.118, nr.3043, 10 martie, 1971, p.367-373.
- [7]. Koroleva, E.M. și Mitrofanov, V.P. Izmerenie rejușcei sposobnosti glifovalnogo kruga, Vestnik mašinostroenia, nr.1, ian. 1967, p.71-72.
- [8]. Lurie, G.B. Criterii oțenki robotsposobnosti glifovalnih krugov, Vestnik mašinostroenia, nr.4, 1967, p.71-75.
- [9]. Plahteanu, B. Contribuții la optimizarea regimurilor de răcire cu jet pulverizat la joasă presiune în procesul de abrazare, Comunicările Conferinței din domeniul proceselor și utilajelor de prelucrare la rece, 31 oct.-1 nov.1970, Timișoara.
- [10]. Ricka, J. Die Schneidfähigkeit eines Schleifwerkzeuges als Function Seines Zustandes und der Schleifbedingungen, Industrie Anzeiger, vol.92, nr.32, aprilie 1970, p.695-699.
- [11]. Rjicika, Ia. Vlianie harakteristiki kruga i uslovii obrabotki na rejușcie svoistva glifovalnogo instrumenta, Izvestia VUZ - Mašinostroenie, nr.10, 1970, p.156-163.
- [12]. Secară, Gh. Comportarea sculelor abrazive la rectificarea rotundă exterioară cu forță reglată. Teză de doctorat, I.P. Brașov, 1968.
- [13]. Secară, Gh. Un nou criteriu de apreciere a capacității de așchiere a discurilor abrazive, Bul.științ.al I.P.Brașov, vol.12, seria 1 mecanică, 1970.
- [14]. * * * Prelucrabilitatea oțelurilor la rectificarea cu diferite calități de discuri de rectificat (trad.din Lb.rusă), Bul. Construcțiilor de mașini, nr.4, I.D.T., București, 1962.
- [15]. * * * Visokoproizvoditel'nye šlifovanie, Akademia nauk S.S.S.R., Izdatel'stvo akademii nauk S.S.S.R., Moskva, 1962.

PLAHTEANU B., GHERGHEL N.

CERCETARI PRIVIND CONDITIILE RATIONALE DE ABRAZARE A UNOR
MATERIALE UTILIZATE IN CONSTRUCTIA SCULELOR ASCHIETOARE

Rezumat

Lucrarea se plasează pe linia unor cercetări inițiate în cadrul Catedrei de mașini-unelte și scule a Institutului politehnic din Iași, în vederea stabilirii condițiilor raționale de abrazare a unor materiale frecvent utilizate în construcția sculelor așchietoare, pe baza criteriilor de evaluare a performanțelor abrazării.

Pentru recoltarea unor date comparabile, se utilizează un dispozitiv pentru rectificarea cu forță radială constantă (controlată), care elimină influența forței radiale P_y asupra intensității procesului de îndepărtare a materialului.

FORSCHUNGEN HINSICHTLICH DER RATIONELLEN BEDINGUNGEN EINIGER
STOFFE, DIE FÜR DIE KONSTRUKTION VON WERKZEUGEN VERWENDET

WERDEN

Zusammenfassung

Die Arbeit bezieht sich auf einige Forschungen, die vom Katheder für Werkzeug-Maschinen des Politechnischen Instituts aus Iassy unternommen wurden, hinsichtlich der Bestimmung der rationellen Bedingungen für das Schleifen einiger Stoffe, die häufig in der Konstruktion der Werkzeuge verwendet werden, auf grund der Verwertungskriterien dieser Leistungen.

Für die Sammlung einiger Vergleichsdaten, verwendet man eine Vorrichtung für die Rektifikation mit einer konstanten radialen Kraft (Kontrollierte), welche den Einfluss der radialen Kraft P_y auf die Intensität des Prozesses für Beseitigung des Stoffes eliminiert.

Die erhaltenen experimentellen Daten dienen zur Aufstellung einiger synthetischen Diagramme und für die analytische Behandlung des Prozesses, Elemente mit deren Hilfe man rationelle Bedingungen für das Schleifen der Werkzeuge festlegen kann.

STUDIUL PRIVIND INFLUENTA FORTEI DE RULARE, A AVANSULUI
DE LUCRU SI A GEOMETRIEI CORPURILOR DE RULARE ASUPRA
GRADULUI DE OMOGENITATE A STRATULUI SUPERFICIAL ECRUISAT

ing.ⁿⁱ Ion Popescu, șef de lucrări

UNIVERSITATEA DIN BRASOV

Din cercetările anterioare [1,2], a reieșit că mărimea forței de rulare și a avansului de lucru depind : rugozitatea suprafeței prelucrate, duritatea și adâncimea stratului ecruisat etc. Fiecare din acești parametri calitativi - la o aceeași valoare a forței aplicate - depind de alți factori, ca de exemplu : geometria corpurilor de rulare, materialul semifabricatului, rigiditatea sistemului tehnologic, numărul de treceri etc.

În literatura de specialitate [5,6] sînt redată diferite reprezentări grafice de dependență a rugozității, durității și adîncimii stratului ecruisat, de mărimea forțelor aplicate, sau a avansului de lucru, evident în condiții cu totul specifice.

Unii cercetători [1, 5] , arată că determinarea forțelor de rulare, pe cale analitică, se poate face numai cu o oarecare aproximație, deoarece sînt o serie de factori ce concură pentru fiecare caz în parte, de care trebuie să se țină seama la determinarea acestor forțe.

Datorită forței de apăsare dintre corpurile de rulare și piesa de prelucrat [3,4] , zona de contact, la încărcarea statică, capătă forma unei calote ale cărei proiecții pe un plan tangent în punctul inițial de contact pot fi approximate cu o elipsă. În acest caz tensiunile care iau naștere în zona de contact se repartizează pe întreaga suprafață de deformare după coordonata "z" a semielipsoi-

dului tensiunilor normale, construit pe aceasta suprafață.

Conform datelor din literatură de specialitate [3, 4], coordonata "z" a semielipsoidului tensiunilor normale se poate determina cu o relație de forma

$$z = \sigma = \sigma_{max} \sqrt{1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2}} \quad (1)$$

Axa mare a elipsei de contact "x" se află pe direcție de rulare, adică în planul în care gradul de îmbrățișare este maxim, iar axa mică "y" pe direcția axială a piesei.

În cazul real de prelucrare, la rularea obișnuită sau la prelucrarea prin rulo - vibrație axială, fără intersecția traiectoriilor, distribuția eforturilor unitare rezultate ca urmare a deplasării corpurilor de rulare, prezentate într-un plan axial (pentru două bile alăturate) dispuse la distanța s_b (avansul sculei corespunzător unei bile) arată ca în fig. 1.

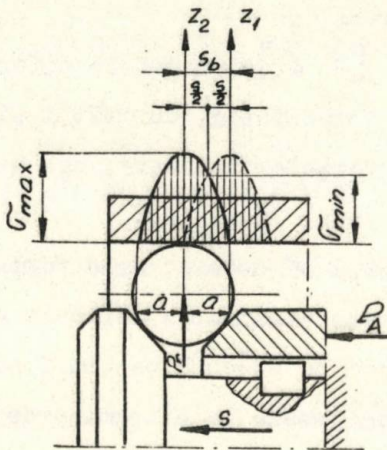


Fig.1.

Ca măsură a gradului de omogenitate a stratului superficial ecruisat poate servi diferența dintre efortul unitar maxim σ_{max} și efortul unitar minim σ_{min} , care se află situate la intersecția semielipsoidurilor tensiunilor normale corespunzător punctului de coordonate $y = 0$ și $x = \frac{s_b}{2}$. Înlocu-

ind aceste coordonate în relația (1) se obține :

$$\sigma_{min} = \sigma_{max} \sqrt{1 - \frac{s_b^2}{4a^2}} \quad (2)$$

La cercetarea stării de eforturi în zona stratului superficial ecruisat [1, 3] s-a arătat că efortul unitar maxim σ_{max} care

apare în zona de contact dintre corpurile de rulare și piesa de prelucrat în stare ecruisată, respectiv la sfârșitul procesului de lucru, se poate determina cu ajutorul unei relații de forma :

$$\sigma_{max} = \frac{3 P_r}{2 \pi \cdot a \cdot b} \quad (3)$$

Înlocuind în relația (2) efortul unitar maxim σ_{max} prin expresia dată de relația (3), rezultă :

$$\sigma_{min} = \frac{3 P_r}{2 \pi \cdot a \cdot b} \sqrt{1 - \frac{S_b^2}{4 a^2}} \quad (4)$$

Dacă se admite ca :

$$\sigma_{max} - \sigma_{min} = \lambda \sigma_{max} \quad (5)$$

unde λ are semnificația factorului de neuniformitate.

După înlocuirile necesare, se poate determina valoarea factorului de neuniformitate a stratului superficial ecruisat cu ajutorul unei relații de forma :

$$\lambda = 1 - \sqrt{1 - \frac{S_b^2}{4 a^2}} \quad (6)$$

Semiaxa elipsei de deformare "a", în cazul în care piesa este din oțel, se poate determina prin curburile principale care o definesc, folosind relația din [1], valabilă și în acest caz :

$$a = 0,0109 \mu \sqrt{P_r \frac{R_b \cdot R_p}{2 R_p \cdot R_b}} \quad (7)$$

în care : μ este un coeficient care se determină cu ajutorul diagramei din fig.2 ;

- R_p R_b reprezintă razele suprafeței de prelucrat și a bilei de lucru (corpurile de rulare).

Parametrul convențional σ , se poate determina cu ajutorul unei relații de forma [1]:

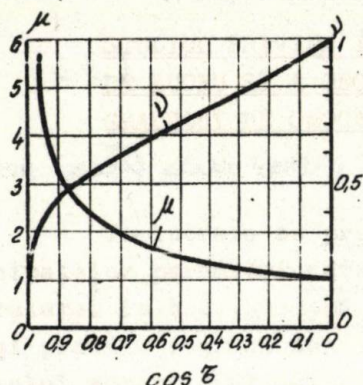


Fig.2.

tar maxim de contact dintre corpurile de rulare și piesa de prelucrat în stare ecruisată, deci la sfârșitul procesului de lucru, se poate determina astfel:

$$\sigma_{E \max} = \frac{4000}{\mu \gamma} \sqrt[3]{P_r \left(\frac{2R_p - R_b}{R_p R_b} \right)^2} \quad (9)$$

Cu ajutorul relațiilor (6), (7) și (9), se poate determina, pentru anumită geometrie a corpurilor de rulare și a piesei de prelucrat, în condițiile unui factor de neuniformitate λ și a unui grad de ecruisare $\sigma_{E \max}$ impuse din considerente funcționale, mărimea avansului de lucru "s" :

$$s_b = 0,0218 \mu \sqrt{P_r \frac{R_p R_b}{2R_p - R_b} (2\lambda - \lambda^2)} \quad (10)$$

În cazul în care avansul pe bilă s_b se determină din condiția realizării unei anumite rugozități a suprafețelor pieselor de prelucrat [1], forța de rulare necesară P_{rn} , capabilă să asigure realizarea unui factor de neuniformitate λ cerut, se poate calcula cu relația :

$$P_{rn} = \frac{2,1 \cdot 10^3}{\mu^2} \cdot \frac{s_b^2 (2R_p - R_b)}{R_b R_p (2\lambda - \lambda^2)} \quad (11)$$

$$\cos \gamma = \frac{R_b}{2R_p - R_b} \quad (8)$$

Valabilitatea relației (3) în cazul cercetării stării de eforturi din zona stratului superficial ecruisat, unde în mod evident la începutul procesului, limita de proporționalitate este depășită, se poate menține dacă se ia ca efort unitar maxim $\sigma_{\max}$ efortul unitar maxim al materialului piesei în stare ecruisată $\sigma_{E \max}$.

În această ipoteză efortul uni-

Din analiza relațiilor (10) și (11) reiese că la determinarea avansului de lucru "s" și a forței de rulare necesară P_{rn} , s-a ținut seama de toți parametri constructivi și tehnologici, precum și de gradul de neuniformitate a stratului superficial de metal ecruisat, impus prelucrării prin rulo - vibrație.

B I B L I O G R A F I E

- [1]. POPESCU, I.[†] Contribuții la studiul teoretic și experimental al sculelor și mașinilor de finisat - ecruisat prin rulo - vibrație. Teza de doctorat, Universitatea din Brașov, 1973.
- [2]. POPESCU, I.[†] Finisarea și durificarea suprafețelor cilindrice interioare prin rulo - vibrație axială. In: Buletinul științific al Universității din Brașov, vol. XIV, 1972.
- [3]. POPESCU, I.[†] Asupra ecruisării căilor de rulare ale rulmenților radiali cu bile. In: Construcția de mașini, nr. 5, 1970.
- [4]. PONOMARIOV, S. D.[†] s. a.[†] Calculul de rezistență în construcția de mașini. Vol. 2, In: Editura Tehnică București, 1963. (Traducere din limba rusă).
- [5]. ADLER, A.[†] TRANDAF, M.[†] Superfinisarea și ecruisarea suprafețelor prin rulare. Experiența Uz. 23. August București, IGDT București și ODPT al MICM București, 1963.
- [6]. SNEIDER, I. U. G.[†] Cistovaia obrabotka metallov devleniem. In: Masghiz, URSS, 1963.

Popescu I.

STULIUL PRIVIND INFLUENTA FORTEI DE RULARE, A AVANSULUI
DE LUCRU SI A GEOMETRIEI CORPURILOR DE RULARE ASUPRA
GRADULUI DE OMOGENITATE A STRATULUI SUPERFICIAL ECRUISAT

Rezumat

In lucrare se prezintă un studiu privind influența principalelor parametri caracteristici procesului de prelucrare prin rulare. Pe baza acestui studiu se poate stabili motivat, teoretic și practic regimul de finisare și gradul de neomogenitate al stratului superficial ecruisat, în cazul prelucrării suprafețelor interioare de rotație ale pieselor metalice.

DAS STUDIUM DES EINFLUSSES DER ROLLENSKRAFT, DES VORSCHUBES UND DER GEOMETRISCHEFORM DES ROLLENELEMENTES UBER DIE UNIFORMITAT DER VERSTERKERUNGSSCHICHT

Zusammenfassung

Die Arbeit beschäftigt sich mit dem Studium des Einflusses der wichtigen Parameter des Rollenproces. Nach diesem Studium kann man teoretisch und praktisch das Feinarbeitenregime und Unomagerischegrad des Versterkerungsschicht bei der zylindrischen Innenoberflechen ferstellen.

DETERMINAREA REGIMURILOR OPTIME DE ASCHIERE LA GAURIREA
POLIAMIDEI ROMANESTI "DURAMID"

Dr.doc.șt.ing. EMIL BOTEZ, profesor la Institutul Politehnic București

Dr.ing. VASILE MORARU, șef de lucrări la Institutul Politehnic București

Ing. ADRIAN GHIONEA, asistent la Institutul Politehnic București

Ing. NICOLAE PREDINCEA, asistent la Institutul Politehnic București

Ing. ION V. IONESCU, cercetător principal la Institutul de chimie macromoleculară "P. Poni" Iași

Inlocuirea metalelor cu materiale plastice care prezintă avantaje la confecționarea organelor de mașini și calități în funcționarea acestora din urmă a determinat, în ultimul timp, preocupări intense din partea utilizatorilor și producătorilor de mase plastice pe plan mondial.

Pe de altă parte unele mase plastice se pretează la a fi prelucrate prin aşchiere, ceea ce prezintă unele avantaje tehnice și economice.

În Republica Socialistă România se produce printre alte mase

plastice și poliamide "Duramid", obținută industrial la Întreprinderea de fibre sintetice Săvinești, posedând deosebite calități mecanice și fizice pentru unele piese folosite momentan cu precădere la înlocuirea unor organe ale mașinilor din industria ușoară.

"Duramid"-ul este o poliamidă (policaprolactamă) obținută prin polimerizarea alocalină rapidă a ϵ - caprolactamei cu caracteristicile fizico-mecanice prezentate în tabela 1.

PROPRIETĂȚI FIZICO-MECANICE ALE POLICAPROLACTAMEI
DE POLIMERIZARE RAPIDĂ (DURAMID)

Tabela 1

Nr. crt.	CARACTERISTICI	U. de măsură	Valori
0	1	2	3
1	Greutate specifică	g/cm ³	1,15 - 1,16
2	Viscozitate intrinsecă $[\eta]$	—	5 - 8
3	Gradul de cristalinitate	%	40 - 45
4	Rezistența la rupere la tracțiune	Kgf/cm ²	700 - 800
5	Alungirea la rupere	%	30 - 50
6	Modulul de elasticitate la tracțiune	Kgf/cm ²	40-60.10 ³
7	Limita de curgere la compresiune	Kgf/cm ²	850 - 1000
8	Rezistența la soc	Kgf.cm/cm ²	3,5 - 5,0
9	Rezistența la încovoiere statică	Kgf/cm ²	12-13.10 ²
10	Duritatea Brinell	Kgf/cm ²	20-23.10 ²
11	Absorbția de apă la 25°C în 24 de ore	%	0,3 - 0,4
12	Absorbția de apă la 25°C maximum	%	4 - 6
13	Stabilitatea termică după Vicat	°C	200 - 220

Aceste caracteristici se referă la polymerul natural, adică polymerul care nu conține aditivi sau materiale de armare. Date tehnice în legătură cu poliamidele similare produse în străinătate se găsesc publicate în [4].

Catedra de Mașini-Unelte și Scule din Institutul Politehnic București a fost solicitată pentru a studia și stabili regimurile de așchiere la prelucrarea poliamidei Duramid pe mașini-unelte convenționale, de proveniență indigenă.

În cele ce urmează prezentăm succint unele date obținute în laboratorul nostru.

Prelucrarea prin aşchiere a poliamidei "Duramid" prezintă unele particularităţi. Datorită faptului că "Duramid"-ul este un material cu conductibilitate termică redusă ($0,23 - 0,3 \text{ Kcal/mh}^\circ\text{C}$) muchiile aşchietoare ale sculelor se încălzesc excesiv, determinând topirea "Duramid"-ului şi a aşchiilor, astfel încât eliminarea acestora numai are loc, procesul de aşchiere întrerupându-se. Din această cauză, sculele se decălesc iar suprafaţa rezultată prin prelucrare este necorespunzătoare atât din punct de vedere al calităţii cât şi dimensional.

Un alt fenomen întâlnit la prelucrarea prin aşchiere a poliamidei "Duramid", este acela al apariţiei în procesul de aşchiere a unor aşchii foarte fine ajunse în stare plastică cauzată de temperatura rezultată prin frecarea dintre sculă şi material care depăşeşte punctul de topire a materialului prelucrat. După solidificare, aceste aşchii fine se lipesc de suprafaţa prelucrată înrăutăţind calitatea acesteia şi împiedicând curgerea aşchiei.

Criteriile de apreciere a prelucrabilităţii prin aşchiere a acestei poliamide au avut ca bază obţinerea unei suprafeţe de calitate superioară la o productivitate maximă, limitată de vitezele de aşchiere şi avansurile maxime admisibile care permit ca aşchia să nu devină plastică din cauza temperaturii şi să se elimine uşor.

Pentru determinarea regimurilor optime de aşchiere s-a folosit metoda clasică de variere a unui parametru al regimului de aşchiere sau al geometriei sculei, menţinându-se constanţi ceilalţi parametri. Astfel la operaţia de găurire parametri variaţi au fost viteza de aşchiere, avansul şi parametrii geometrici ai burghiului.

Experiențele preliminare efectuate la găurirea "Duramid"-ului au pus în evidență că indiferent de mărimea vitezei de aşchiere, pentru avansuri mici aşchiile trec în stare plastică, făcând imposibilă găurirea.

Cu creșterea avansului condițiile de prelucrare se îmbunătățesc; evacuarea aşchiei se face mai bine, iar forma aşchiei este mai răsfirată, ceea ce preîntâmpină fenomenul de topire.

S-a constatat că fenomenul de topire a aşchiei este pe de altă parte o funcție directă de adâncimea găurii. Astfel în fig.1 sînt redată grafic domeniile delimitate de adâncimea găurii și mărimea avansului, la o viteză de aşchiere constantă.

Cunoașterea adâncimii găurii la care apare fenomenul de topire a aşchiei prezintă importanță întrucît continuarea procesului de aşchiere după apariția acestuia, determină o înrăutățire a calității, suprafeței prelucrate, iar scula este supusă unor sollicitări termice intense.

Asupra mării adâncimii găurii are influență atât geometria părții aşchietoare a sculei cît și calitatea suprafeței canalelor de evacuare a aşchiei. În fig.1, curba 1 este ridicată pentru un burghiu cu canalele frezate, iar curba 2 pentru un burghiu de același diametru dar cu canalele rectificate. Creșterea lui h pentru cel de al doilea burghiu are ca explicație faptul că frecarea dintre aşchie și canal este mai mică decît în primul caz.

Din diagrama reprezentată în fig.2 se remarcă un fenomen care poate furniza informații deosebit de utile pentru alegerea regimului optim de aşchiere. Curbele 1, 2 și 3 au fost trasate pentru același burghiu avînd $D_g = 7,5$ mm, canalele rectificate iar geometria părții aşchietoare cea indicată în diagramă. Se poate

observa că cele trei curbe trasate pentru viteze de aşchiere di-

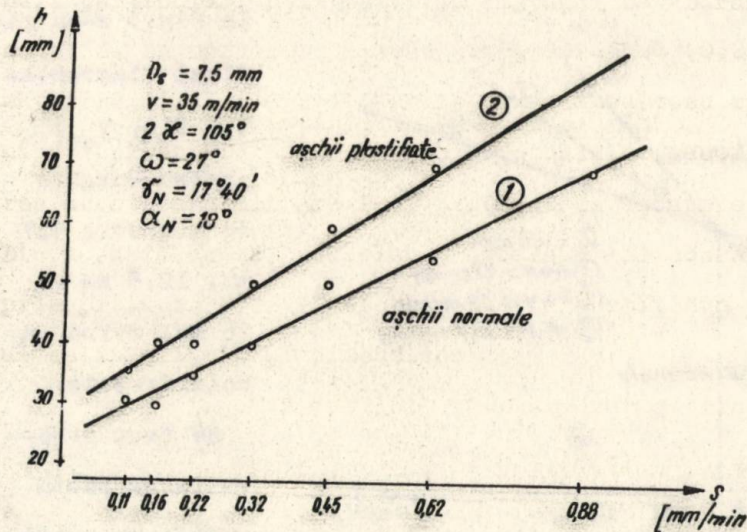


Fig. 1

ferite au un punct comun de intersecție care constituie un punct de graniță, împărțind domeniul utilizabil al regimurilor optime de aşchiere în două zone.

Zona I prezintă particularitatea că pentru un avans constant adâncimea găurii h scade cu creșterea vitezei de aşchiere. În zona II lucrurile se petrec invers, adică pentru un avans constant, h crește odată cu creșterea vitezei de aşchiere. Punctul de intersecție a celor trei curbe indică valoarea avansului, în cazul de față aproximativ $0,35 \text{ mm/min}$, la care mărimea vitezei de aşchiere nu influențează asupra adâncimii h a găurii. Rezultă deci că pentru acest avans este indicat să se lucreze cu viteză maximă de aşchiere în scopul obținerii unei productivități cât mai mari. Evident această recomandare este valabilă pentru cazul când adâncimea găurii este mai mică sau cel mult egală cu 50 mm ($h \leq 50 \text{ mm}$). Pentru găuri având adâncimea h mai mare de 50 mm se impune alegerea unui avans mai mare de $0,35 \text{ mm/rot}$ și viteza

de aşchiere corespunzătoare.

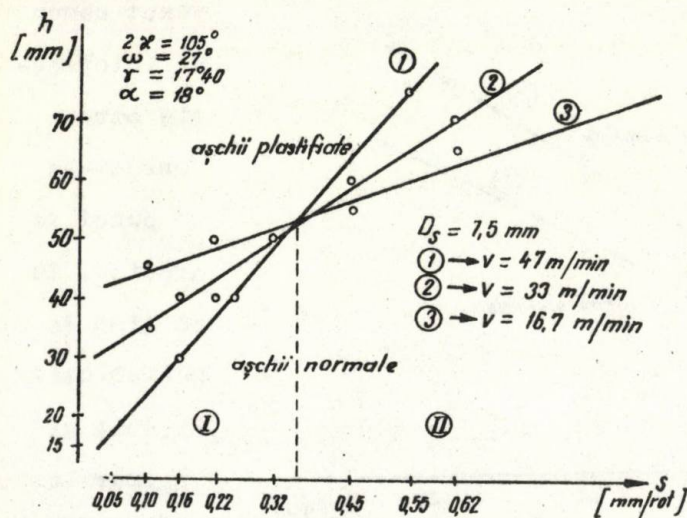


Fig. 2

În fig.3 s-au ridicat diagramele $h = f(s, v_{a\dot{s}})$ pentru burghie de diametre 5,7 mm, 12,5 mm și 16 mm, avînd canale frezate.

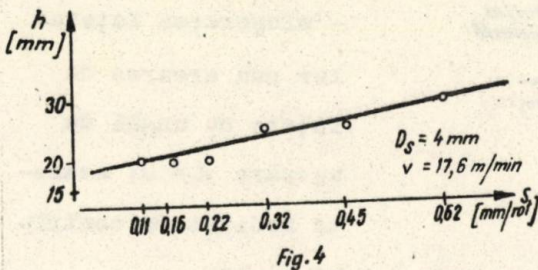
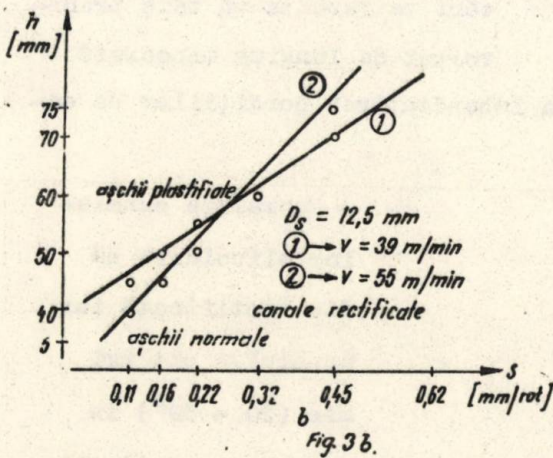
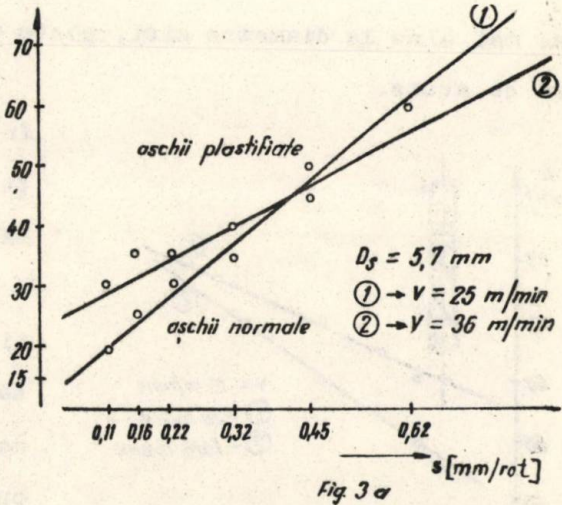
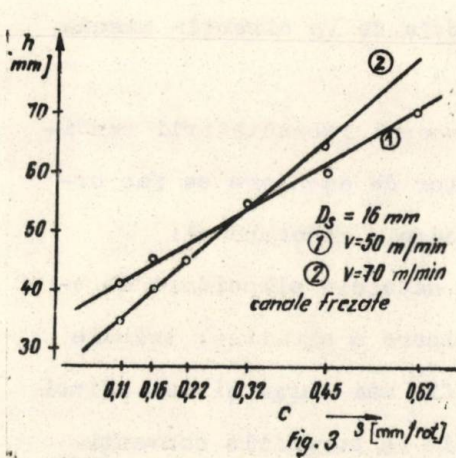
Se face observația că panta curbei de variație a lui h se

micșorează cu reducerea diametrului burghiului. Această constatare duce la concluzia că pentru diametre mici adîncimea găurii h crește foarte puțin cu creșterea avansului (fig.4). Explicația rezidă în faptul că o dată cu micșorarea diametrului burghiului se micșorează capacitatea lui termică.

În vederea măririi adîncimii h a găurii pînă la care nu apare fenomenul de topire al aşchiei s-au experimentat burghie cu lungimea părții active micșorată (fig.5). Adîncimea de rectificare, în vederea micșorării părții active, se recomandă a fi de 0,25 - 0,75 mm, iar lungimea părții active de calibrare trebuie să fie cuprinsă între 10 - 15 mm.

Pe lîngă această modificare s-a procedat și la reducerea lungimii tăișului transversal.

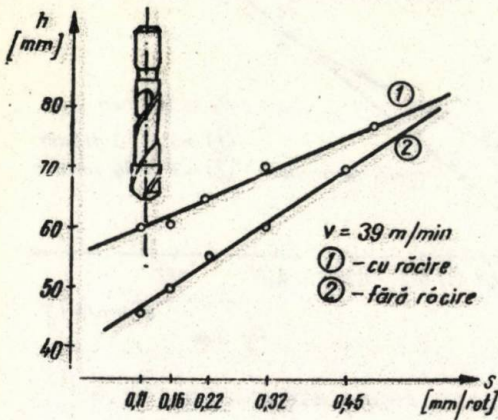
Un astfel de burghiu se comportă mai bine în procesul de aşchiere, întrucît se diminuează fenomenul de frecare. Din diagra-



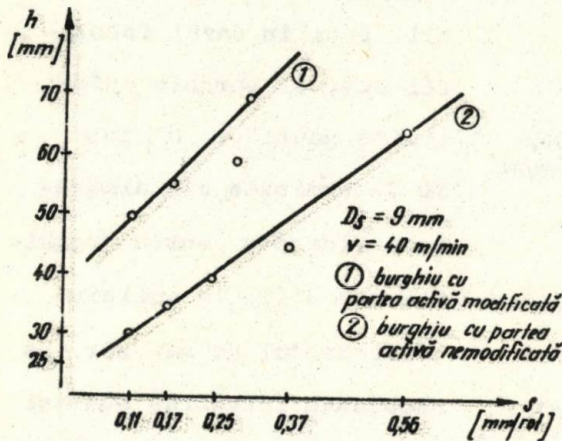
ma reprezentată în fig. 6 rezultă că adâncimea h în condiții de așchiere similare unui burghiu nemodificat crește de 1,4 + 1,65 ori. Deci în cazul folosirii acestor burghie adâncimile găurilor, h pot fi determinate din diagramele ridicate pentru burghiile nemodificate aplicând coeficientul de mai sus. Se recomandă folosirea acestei modificări pentru burghiile având diametrul mai mare de 5 mm folosite pentru găuri la care precizia de perpen-

dicularitate nu este ridicată. Micșorarea lungimii părții active echivalează cu diminuarea ghidării burghiului și ca urmare aces-

ta, mai ales la diametre mici, poate devia de la direcția mișcării de avans.



ceea ce contribuie deasemenea la îmbunătățirea condițiilor de așchiere,



În scopul îmbunătățirii condițiilor de așchiere se fac următoarele recomandări:

- canalele elicoidale de eliminare a așchiilor trebuie să fie mai largi și mai adânci decât la burghiile convenționale; în urma acestei modificări va rezulta un tăiș transversal de lungime micșorată

- suprafața canalelor elicoidale să fie rectificată iar unghiul ω cât mai mic ($20 - 30^\circ$) în scopul ușurării eliminării așchiei,
- micșorarea fațetelor sau crearea de fațete cu unghi de așezare $\alpha \neq 0$; această modificare contri-

bue la diminuarea frecării dintre material și sculă,

- burghiile care au lungimea părții active micșorată (fig.5)

se comportă mai bine.

- în cazul în care se lucrează cu lichid de răcire condițiile de aşchiere se îmbunătăţesc, şi ca urmare adâncimile h ale găurilor la care apare fenomenul de topire cresc; din experienţele făcute se constată că adâncimile h pot fi majorate cu un coeficient avînd valoarea cuprinsă între 1,15 - 1,25; trebuie făcută observaţia că răcirea se realizează, mai greu pentru diametre mici ale burghiului, lichidul nepătrunzînd în zona de aşchiere, ceea ce recomandă ca potrivită folosirea răcirii intermitente prin scoaterea burghiului. Totodată avînd în vedere vitezele de aşchiere şi de avans ridicate, precum şi faptul că aşchiile sînt continui, rotindu-se odată cu burghiul, lichidul de răcire este împrăştiat. Aceste dezavantaje fac ca răcirea continuă la găurire să nu fie recomandată, fiind preferată cea intermitentă.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. Botez ,E. Bazele generării suprafeţelor pe maşinile-unelte, Editura Tehnică, Bucureşti, 1966
- [2]. Bogdanov, V.M. Iznos reztov pri tocenii plastmass. In Stanki i Instrument, Nr.3, 1970, p.27 - 29
- [3]. Spur, G. Studiul zonei de producere a aşchiilor la strunjirea materialelor plastice. Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung 66 pag.110 - 114
- [4]. Ionescu, I.V. şi Studii şi cercetări de chimie. Nr.4, (1974) Floriada Guluţa,

ASPECTE DE BAZA LEGATE DE OBTINEREA
RUGOZITATII LA STRUNJIREA DE FINISARE

Ing. Mihai Teodorescu - șef lucrări
 Institutul politehnic Galați

Rugozitatea suprafețelor prelucrate prin strunjire este compusă din trei elemente distincte din punct de vedere al cauzei apariției: rugozitate de generare; rugozitate de vibrații; rugozitate datorită deformării elasto-plastice a materialului prelucrat.

Atunci când profilul teoretic al suprafeței prelucrate este generat de ambele tăișuri ale sculei așchietoare, înălțimea profilului (sau rugozitatea de generare = R_g) se determină:

$$R_g = r - \sqrt{r^2 - s^2/4} , \quad (1)$$

sau aproximativ :

$$R_g \approx s^2/8r . \quad (1')$$

Între această valoare calculată cu relația 1 sau 1' și mărimea rugozității efective (R_{ef}) există diferențe mari mai ales în cazul strunjirii de finisare. Rugozitatea de vibrații a fost pe larg analizată în lucrările dr. ing. P. Dodoc [3,4] .

Deoarece caracterul tensiunilor și al deformățiilor din zona de așchiere este funcție și de materialul supus prelucrării

rezultă că și rugozitatea efectivă va fi funcție de materialul prelucrat [5].

Analizînd modul de obținere al profilului real la strunjirea de finisare (fig.1), rezultă că scula așchietoare va detașa așchia numai pînă la o anumită grosime minimă ($a_{\min}$) corespunzătoare condițiilor respective de lucru [5,6]. Restul de mate-

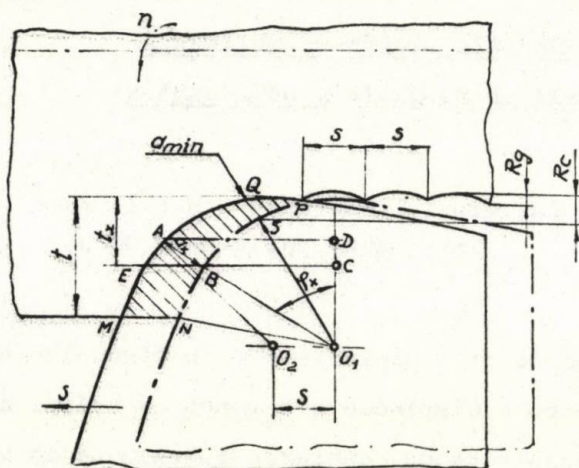


Fig.1

rial și anume QPS (fig.1) nu va mai putea fi detașat, va fi puternic deformat elastic și plastic, se va ecruisa foarte mult și va determina mărimea rugozității (R_c). Aceasta se poate exprima efectuînd calculele geometrice și ținînd seama că pentru

$a_x = a_{\min}$ corespunde $t_x = R_c$, adică :

$$R_c = \frac{s^2}{8(r + 2a_{\min})} + \frac{a_{\min} r}{2(r + 2a_{\min})} + \frac{a_{\min}^2 r^2}{2s^2(r + 2a_{\min})} \quad (2)$$

Făcînd minimumul funcției 2 se obține :

$$s_{\min} = \sqrt{2a_{\min} r} \quad [\text{mm/rot}] \quad (3)$$

Rezultă deci că avansul optim, sau avansul limită [6] la strunjirea de finisare va fi :

$$s_{\lim} = f(a_{\min}, r) \quad (4)$$

Din fig.1 rezultă și adâncimea minimă de așchiere :

$$t_{\min} = \frac{1}{2} \cdot r \cdot \frac{a_{\min}^2}{s^2} \quad [\text{mm}] \quad (5)$$

Dar grosimea minimă ($a_{\min}$) depinde de raza de ascuțire a sculei (ρ) [7,8], de viteza de așchiere [7], de starea materialului prelucrat, caracterizată prin parametrul K_m [6] și de alți factori :

$$a_{\min} = f(\rho, K_m, v, s, r) \quad (6)$$

Dependența $a_{\min} = f(\rho)$ pentru diferite viteze de așchiere, folosind rezultatele cercetărilor lui Sokolovski [7] se poate pune sub forma :

$$a_{\min} = B_v + C_v \cdot \rho \quad [\mu\text{m}] \quad (7)$$

Făcînd analogia cu trecerea materialului la laminarea printre cilindri [9] se obține :

$$a_{\min} = 0,293 \cdot \rho \quad [\mu\text{m}] \quad (8)$$

În urma cercetărilor proprii întreprinse [5,6] a rezultat că grosimea minimă a așchiei este funcție și de starca materialului prelucrat, precum și de starea de uzură a sculei. Aceste cercetări au fost efectuate asupra oțelului OLC 45 STAS 880-66 adus prin tratamente termice în diferite stări structurale caracterizate fie prin diferite mărimi ale grăunților cristalini și cantități diferite de ferită și perlită, sau prin grade diferite de dispersie ale amestecului ferito-carburic. Modul de aplicare a tratamentului termic precum și modificările structurale și proprietățile corespunzătoare acestora sînt prezentate în [5]. Condițiile de lucru folosite au fost : sculă P 10; $\gamma = 0^\circ$; $\alpha = 70^\circ$; $\alpha_1 = 10^\circ$; $\alpha = \alpha_1 = 8^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $r = 1 \text{ mm}$; avansul $s = 0,2 \text{ mm/rot}$; $v = 80 \text{ m/min}$ (pentru dependențele grosime minimă-timp de așchiere).

Folosind rezultatele cercetărilor proprii se pot stabili

următoarele relații pentru calculul grosimii minime, valabile pentru viteze cuprinse între 40...120 m/min, pentru oțelul OLC 45 cu diferite stări structurale obținute prin :

a. recoacere completă :

$$a_{\min} = \frac{93,55}{v^{0,509}} \quad [\mu m] \quad (9)$$

b. normalizare și

c. stare de livrare :

$$a_{\min} = \frac{55,32}{v^{0,437}} \quad [\mu m] \quad (10)$$

d. călire și revenire la 600°C :

$$a_{\min} = \frac{26,39}{v^{0,41}} \quad [\mu m] \quad (11)$$

$$\text{Deci în general} \quad a_{\min} = \frac{A_m}{v^b} \quad (12)$$

Pentru dependența $a_{\min} = f(\rho_p)$ se poate folosi relația 8, sau pe baza datelor furnizate de către [7] și cu relațiile 9...11, se pot stabili relații de tipul :

$$a_{\min} = \frac{A_m}{v^b} + C_v \rho_p \quad (13)$$

Folosind rezultatele cercetărilor proprii pot fi stabilite dependențe $a_{\min} = f(T)$, pentru diferite stări structurale ale oțelului OLC 45, obținute prin :

a. recoacere completă :

$$a_{\min} = 9,6 \quad T^{0,25} \quad (14)$$

b. normalizare și

c. stare de livrare

$$a_{\min} = 7,55 \quad T^{0,262} \quad (15)$$

d. călire și revenire la 600°C :

$$a_{\min} = 5,73 \quad T^{0,285} \quad (16)$$

e. călire și revenire la 500°C

$$a_{\min} = 4,93 \cdot T^{0,236} \quad (17)$$

În acest caz relația 13 va putea fi pusă sub forma :

$$a_{\min} = \frac{A_m}{v^b} + B_m \cdot T^x, \quad (18)$$

în care :

A_m, B_m = coeficienți ce depind de starea structurală a materialului prelucrat;

b = exponentul vitezei de așchiere;

x = exponentul durabilității sculei.

Introducînd valorile obținute cu relații de tipul 13 sau 18 în relația 2 se va ține seama de influența avansului, a vitezei de așchiere, a materialului prelucrat, a stării de uzură a sculei așchietoare asupra rugozității obținute la strunjirea longitudinală de finisare.

Cercetările experimentale întreprinse au confirmat aceste aspecte legate de modul de obținere a rugozității la suprafața prelucrată. Astfel, în fig.2 se prezintă dependențele rugozitate-avans pentru trei stări structurale diferite precum și valorile obținute prin calcul cu relația 2. Influența materialului prelucrat asupra rugozității la strunjirea de finisare se poate deci exprima corect prin intermediul grosimii minime a așchiei ce se mai poate detașa deoarece numai în felul acesta se ține seama de procesul real de obținere a microasperităților la suprafața prelucrată.

Influența gradului de uzare al sculei exprimată prin mărirea drumului de așchiere (L) sau prin timpul de lucru al sculei (T) asupra rugozității este indicată în diagramele din fig.3, pentru diferite stări structurale ale oțelului OLC 45. Rezultă o bună concordanță între dependențele de tipul 14...17 și cele din fig.3.

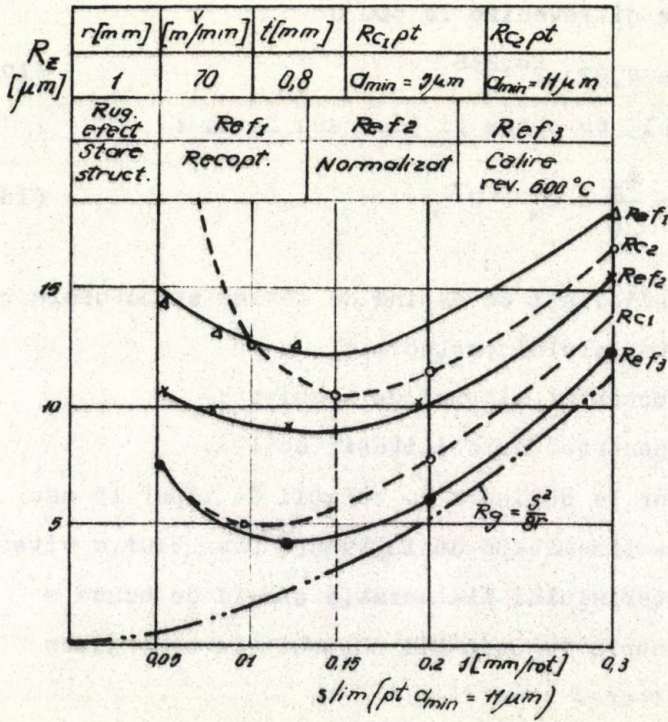


Fig.2

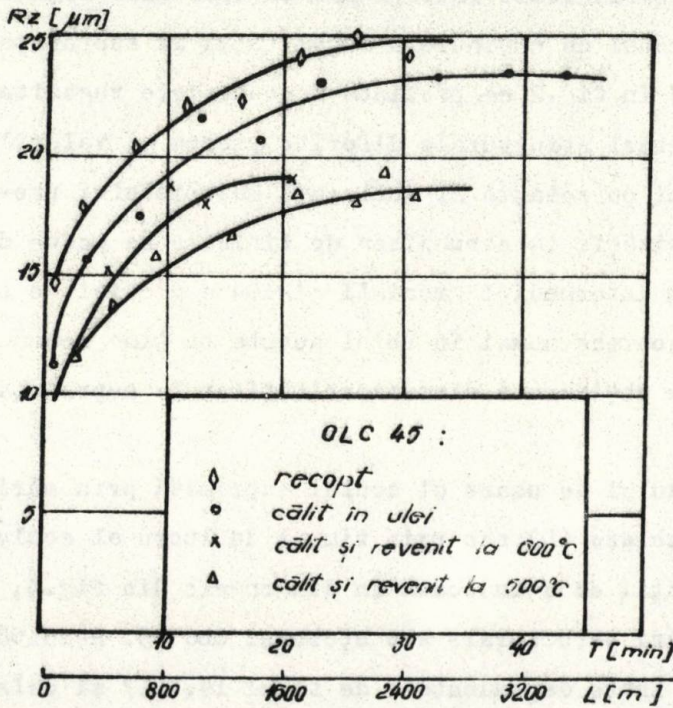


Fig.3

Forma dependențelor rugozitate-avans la prelucrările de finisare confirmă faptul că rugozitatea efectivă este determinată în aceste cazuri nu de mărimea rugozității de generare ci de cea produsă datorită deformării plastice a materialului prelucrat. Deoarece mărimile de bază care caracterizează procesul de aşchiere influențează asupra mărimii grosimii minime a aşchiei, se pot stabili dependențe funcționale, care introduse în relația rugozității, vor ține seama de influența vitezei de aşchiere, de starea sculei aşchietoare și de starea structurală a materialului prelucrat.

B I B L I O G R A F I E

- [1]. Lăzărescu, D.I. Teoria aşchierii metalelor şi proiectarea sculelor, Bucureşti, Editura Didactică şi Pedagogică, 1964.
- [2]. Enache, St. Calitatea suprafeţelor prelucrare. Bucureşti, Editura Tehnică, 1966.
- [3]. Dodoc, P. Apariţia şi măsurarea rugozităţii de vibraţie la strunjirea de înaltă precizie. In: SCMA, Editura Academiei R.S.R., 28, nr. 4, 1969, p. 941...953.
- [4]. Dodoc, P. Strunjirea de înaltă precizie. Bucureşti, Editura Tehnică, 1970.
- [5]. Nanu, A. şi Teodorescu, M. Cercetări privind influenţa materialului prelucrat asupra calităţii suprafeţei la strunjirea de finisare. In: SCMA, Editura Academiei R.S.R., nr. 5, 1973.
- [6]. Teodorescu, M. Contribuţii la stabilirea avansului limită la strunjirea de finisare. In: Lucrările sesiunii naţionale de comunicări ştiinţifice a tineretului din ramura construcţiilor de maşini. Bucureşti, I.C.T.C.M. martie, 1972, p. 123...130.
- [7]. Sokolovski, A.P. Precizia prelucrării mecanice şi metode pentru mărirea ei (trad. din lb. rusă) Bucureşti, Editura Tehnică, 1954.
- [8]. Stockinger, P. Die Bedeutung der Wendertspandicke in der Spanabhebenden Fertigung. In: Feinwerktechnik, München, 73, nr. 6, 1969, p. 253...256.
- [9]. Lvov, N.P. Opređenje minimalno vozmojnoj tolščinî srezaemogo sloia. In: Stanki i instrument, nr. 4, 1969, p. 35...36.

TEODORESCU, M.

ASPECTE DE BAZA LEGATE DE OBTINEREA RUGOZITATII LA
STRUNJIREA DE FINISARE

- Rezumat -

In lucrare se prezintă relațiile pentru calculul grosimii minime a aşchiei în funcție de viteza de aşchiere și starea structurală a materialului prelucrat, precum și în funcție de timpul de lucru al sculei și starea structurală a materialului prelucrat.

- Summary -

In the paper presents the relations to determining minimum chip thickness in function of cutting speed, cutting material, tool life and structure.

IDENTIFICAREA MODELULUI DINAMIC AL PROCESULUI DE
ASCHIERE ÎN CAZUL PRELUCRĂRII CU VITEZE FOARTE MARI
A ALIAJELOR DE ALUMINIU

Ing. Emil Constantin - șef lucrări
 Institutul politehnic Galați

1. Considerații teoretice.

Pentru analiza comportării dinamice la autovibrații a sistemului tehnologic, o mare importanță o prezintă cunoașterea funcției de transfer a procesului de așchiere. Numeroase lucrări sînt afectate acestei probleme, căutîndu-se o formulare analitică, legată de condițiile procesului de așchiere, dependenței între forța de așchiere în regim dinamic și elongația vibrațiilor. Cercetările s-au axat în special pe găsirea condițiilor limită de stabilitate [1], [2], [3].

În cele ce urmează se consideră modelul dinamic al procesului de așchiere reprezentat printr-o funcție de transfer corespunzătoare unui element proporțional cu întârziere de ordinul I:

$$Y_{PA}(p) = \frac{P_A(p)}{t(p)} = \frac{K_a}{1 + T_A p} \quad (1)$$

în care : t - adîncimea de așchiere.

Conform cu teoria sistemelor de reglare automată [4], [5], se poate identifica un proces urmărind răspunsul acestuia la o variație a mărimii de intrare în treaptă unitară.

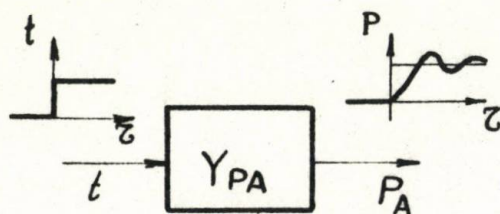


Fig.1

Considerînd mărimea de intrare în elementul „proces de aşchiere” adîncimea de aşchiere (fig.1):

$$t(p) = \frac{1}{p}, \quad (2)$$

atunci răspunsul elementului, respectiv

forța de aşchiere dinamică va avea forma în transformată Laplace:

$$P_A(p) = Y_{PA}(p) t(p) = K_a \left(\frac{1}{p} - \frac{1}{p + \frac{1}{T_A}} \right). \quad (3)$$

În condițiile prelucrării aliajelor de aluminiu la viteze foarte mari, forța de aşchiere în regim dinamic este o mărime dificil de determinat experimental în mod direct. Sistemul dinamometric de măsurare al forței trebuie să fie suficient de sensibil la valorile mici ale forțelor de aşchiere din cazul prelucrării aliajelor de aluminiu. În același timp, lucrîndu-se cu viteze, respectiv turații foarte mari, frecvența proprie a sistemului dinamometric trebuie să fie suficient de ridicată. Aceste două cerințe nu pot fi practic îndeplinite corespunzător, fapt ce atrage studiarea ansamblului sistemului proces de aşchiere - sculă aşchietoare (element dinamometric) ca un sistem de reglare automată (fig.2). Se neglijează în felul acesta reacția datorată răspunsului sistemului piesei. La identificarea experimentală a procesului de aşchiere vor trebui asigurate o serie de condiții de experimentare pentru sistemul piesei - rigiditate foarte mare, lipsa forțelor de altă natură decît cea din procesul

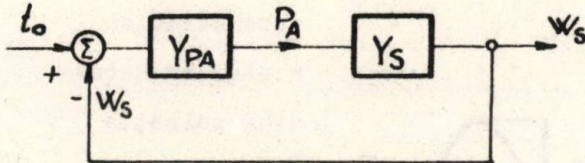


Fig. 2

de aşchiere (forţe centrifuge etc.), bătaie radială teoretică nulă etc. În timpul măsurărilor, frecvenţa forţei dinamice va trebui să fie în apropierea

frecvenţei elementului dinamometric şi depărtată de frecvenţa piesei, în aceste condiţii se poate considera că procesul de aşchiere a excitat doar elementul sculă, elementul piesă intervenind cu o reacţie neglijabilă.

Se dă în acest mod o altă rezolvare problemei măsurării eforturilor dinamice din procesul de aşchiere decât cea datorată lui Mirski [6], Kege [7] şi Chiriacescu [8].

2. Comportarea dinamică a sculei (elementul dinamometric).

Se consideră în primă aproximaţie sistemul sculei (elementul dinamometric), în cazul prelucrării prin strunjire, ca un sistem dinamic cu un singur grad de libertate (fig. 3) orientat pe direcţia forţei de aşchiere P_y şi descris de ecuaţia de mişcare:

$$m_s \ddot{w}_s + c_s \dot{w}_s + K_s w_s = 0, \quad (4)$$

cu răspunsul :

$$w_s = 0 e^{-\xi_s \omega'_s z} \sin(\omega_s z + 0), \quad (5)$$

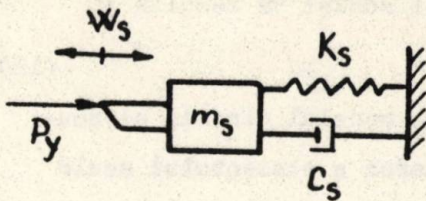


Fig. 3

în care pentru cazul amortizării subcritice ($\xi_s < 1$):

$$\xi_s = \frac{c_s}{2 \sqrt{K_s m_s}}; \quad (6)$$

$$\omega'_s = \sqrt{\frac{K_s}{m_s}}; \quad (7)$$

$$\omega_s = \omega'_s \sqrt{1 - \xi_s^2}. \quad (8)$$

Analizând vibrograma vibrațiilor libere amortizate (fig.4)

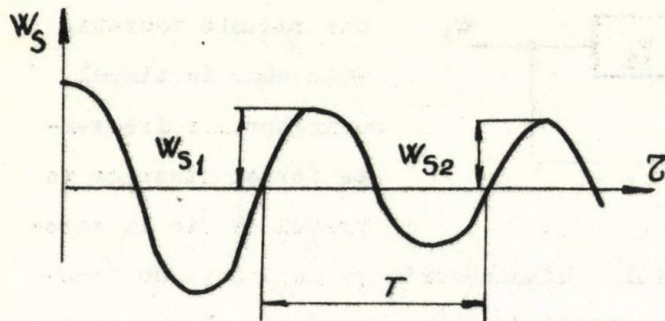


Fig.4

a sistemului dinamometric al sculei, se determină pulsația proprie a sistemului:

$$\omega_s = \frac{2\pi}{T}, \quad (9)$$

în care:

T - perioada oscilațiilor.

Se poate determina și decrementul logaritmice de amortizare :

$$\Delta = \frac{W_{S1} - W_{S2}}{W_{S1}} = \ln \frac{W_{S1}}{W_{S2}} = \frac{2\pi \xi_s}{\sqrt{1 - \xi_s^2}},$$

din care fracțiunea de amortizare critică rezultă:

$$\xi_s = \frac{\Delta}{\sqrt{4\pi^2 + \Delta^2}}. \quad (10)$$

Rigiditatea direcțională K_S a sistemului dinamometric al sculei se determină experimental. Din relațiile (7) și (8) se obține :

$$\frac{\omega_s}{\sqrt{1 - \xi_s^2}} = \sqrt{\frac{K_S}{m_S}},$$

de unde masa echivalentă a sculei are expresia :

$$m_S = \frac{K_S}{\omega_s^2} (1 - \xi_s^2). \quad (11)$$

Din relația (6) amortizarea sistemului sculei va rezulta :

$$C_S = 2 \xi_s \sqrt{K_S m_S}. \quad (12)$$

Cunoscând parametrii m_S , C_S și K_S modelul dinamic al sculei este identificat. Funcția de transfer a elementului sculă va fi descrisă de ecuația :

$$Y_S(p) = \frac{W_S(p)}{P_A(p)} = \frac{1}{m_S p^2 + c_S p + k_S} = \frac{\frac{1}{k_S}}{T_S^2 p^2 + 2 \zeta_S T_S p + 1} \quad (13)$$

în care :

$$T_S = \sqrt{\frac{m_S}{k_S}} - \text{constanta de timp a elementului sculă.}$$

3. Sistemul proces de aşchiere - sculă aşchietoare.

Funcţia de transfer a sistemului închis (fig.2) proces de aşchiere - sculă aşchietoare, ţinînd seama de relaţiile (1) şi (13), se va putea scrie:

$$Y_1(p) = \frac{\frac{k_a}{k_S}}{T_A T_S^2 p^3 + T_S (T_S + 2 \zeta_S T_A) p^2 + (2 \zeta_S T_S + T_A) p + \frac{k_a}{k_S} + 1} \quad (14)$$

Dacă adîncimea de aşchiere variază în treaptă unitară atunci răspunsul sistemului va fi :

$$W_S(p) = \frac{\frac{k_a}{k_S}}{p \left[T_A T_S^2 p^3 + T_S (T_S + 2 \zeta_S T_A) p^2 + (2 \zeta_S T_S + T_A) p + \frac{k_a}{k_S} + 1 \right]} \quad (15)$$

Valoarea constantei de amplificarea a procesului de aşchiere k_a este determinată experimental din valoarea de stabilizare a deformăţiei sculei W_S (fig.5) :

$$\lim_{p \rightarrow 0} p W_S(p) = \frac{\frac{k_a}{k_S}}{\frac{k_a}{k_S} + 1} = \frac{k_a}{k_a + k_S} = \chi,$$

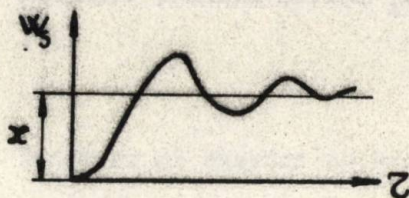


Fig.5

respectiv :

$$k_a = \frac{\chi}{1 - \chi} k_S \quad (16)$$

Rămîne ca singură necunoscută în funcţia de transfer a procesului de

așchiere constanta de timp T_A .

Aplicînd ecuației (15) transformata Laplace inversă se obține răspunsul sistemului în funcție de timp:

$$\mathcal{L}^{-1} [W_S(p)] = W_S(z) . \quad (17)$$

Răspunsul sistemului se poate obține și prin integrare pe calculator a expresiei (15) găsind funcția origine $W_S(z)$ pentru funcția imagine $W_S(p)$.

Pentru determinarea constantei de timp T_A se poate aplica următoarea metodică: se aleg diferite valori pentru T_A și determinînd $W_S(z)$ cu relația (17), se compară acest răspuns cu răspunsul determinat experimental (fig.6). Se minimizează suma pătratelor erorilor la valorile $W_S(z)$ pentru diferite valori ale lui T_A :

$$\frac{dQ}{dT_A} = \frac{d \sum_{i=1}^n (y_i - y_i')^2}{dT_A} = 0 . \quad (18)$$

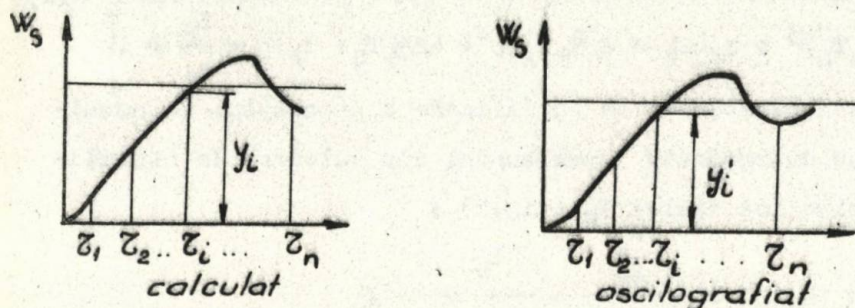


Fig.6

Sau rezolvînd grafic, se alege T_A^* pentru minimul funcției pătratelor erorilor Q (fig.7).

4. Instalația experimentală.

Semnalul treaptă unitară ca mărime de intrare în sistemul de reglare automată proces de așchiere - sculă așchietoare s-a obținut cu ajutorul unei piese căreia i s-au frezat două dega-

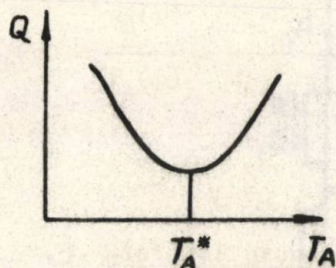


Fig. 7

jări diametral opuse. Piesa sub forma unui disc este fixată pe un dorn foarte rigid și de lungime mică, antrenat de arborele principal al unui dispozitiv de supraturatie [9] și sprijinit în vârful rotativ al pînolei strungului (fig. 8). Dornul de fixare al piesei a fost construit cu

rigiditate mare și masă mică pentru a conferi sistemului piesei o pulsație proprie ridicată.

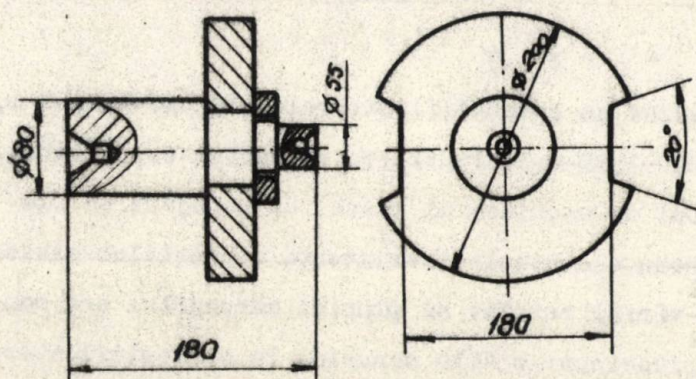


Fig. 8

Degajările practicate au marginile după direcția radială la piesă, iar scula folosită are unghiul de degajare și înclinare al tăișului 0° pentru ca semnalul treaptă unitară (adâncime de așchiere unitară) să fie cât mai corect.

Sistemul dinamometric al sculei susceptibil la măsurarea forței de respingere în regim dinamic a fost realizat similar cu [10] și prevăzut cu traductoare tensometrice (fig. 9). Mărcile tensometrice ale dinamometrului au fost conectate la o punte tensometrică tranzistorizată EMG-2355 - tip RZ-007, iar semnalul demodulat al punții a fost introdus în osciloscopul cu două spoturi

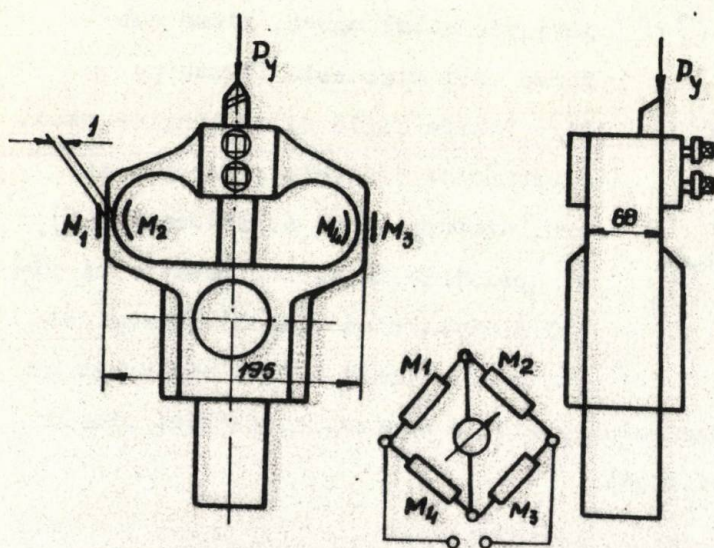


Fig.9

tip EMG-1552 prevăzut cu preamplificatoarele tip EMG-1589-U-1, EMG-1589-U-2 și EMG-1589-U-3. Pentru ca elementul susceptibil a vibra în procesul de aşchiere al piesei cu degajări să fie doar scula şi pentru a controla inexistenţa vibraţiilor sistemului piesei, pe vârful rotativ al pinolei strungului s-a montat traductorul piezoelectric 4014 conectat la preamplificatorul 1606, vibrometrul 2603 şi analizorul de frecvenţă 1612 (Brüel & Kjaer).

5. Cercetări experimentale .

Din oscilograma vibraţiilor libere ale sistemului dinamometric-au găsit :

$$T = 1,85 \cdot 10^{-3} \text{ s} , \zeta_s = 0,0558 , \omega_s = 3,4 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1} .$$

Rigiditatea dinamometrului măsurată experimental are valoarea: $K_s = 3,04 \cdot 10^7 \text{ N/m}$, iar ceilalţi parametri ai sistemului sculei rezultă : $m_s = 2,599 \text{ kg}$, $C_s = 997 \text{ Ns/m}$.

Funcţia de transfer a sistemului sculei are expresia:

$$Y_S(p) = \frac{3,29 \cdot 10^{-8}}{8,2 \cdot 10^{-8} p^2 + 3,25 \cdot 10^{-5} p + 1} \quad (19)$$

Pentru cazul aşchierii piesei cu degajare confecţionată din aliajul ATSi7 STAS 201-59 cu viteza de aşchiere de 2275 m/min, avansul 0,1mm/rot şi adâncimea de aşchiere 1 mm, frecvenţa variaţiei forţei de aşchiere a rezultat după oscilografiera funcţiei indiciale de 500 Hz, factorul de amplificare al funcţiei de transfer a procesului de aşchiere rezultat din valoarea de stabilizare a mărimii de ieşire W_S s-a găsit $37,1 \cdot 10^3$ N/m.

Efectuînd transformata Laplace inversă (17) pe calculator pentru $T_A = 2 \cdot 10^{-5}$, 10^{-4} , $1,5 \cdot 10^{-4}$, $2 \cdot 10^{-4}$, $4 \cdot 10^{-4}$, $6 \cdot 10^{-4}$, $8 \cdot 10^{-4}$ secunde şi reprezentînd-o grafic (fig.10) se găseşte $T_A^* = 2 \cdot 10^{-4}$ s.

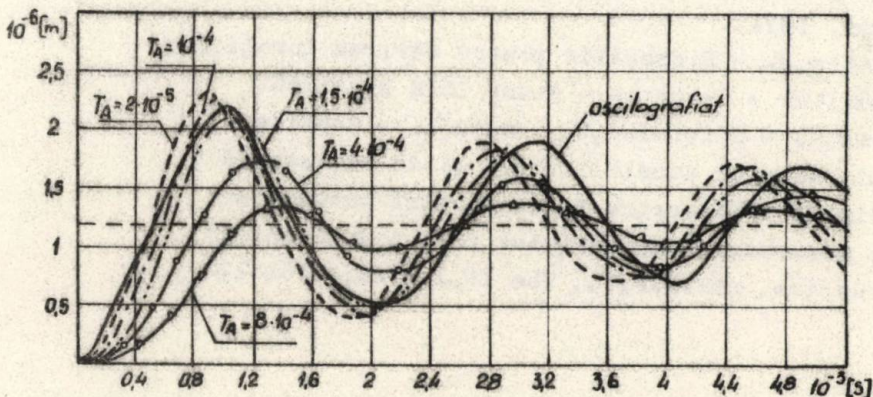


FIG.10

Funcţia de transfer a procesului de aşchiere se va putea scrie :

$$Y_{PA} = \frac{37,1 \cdot 10^3}{1 + 2 \cdot 10^{-4} p} \quad (20)$$

B I B L I O G R A F I E

- [1]. Danek, O.s.a. Selbsterregte Schwingungen an Werkzeugmaschinen, VEB Verlag Technik, Berlin, 1962.
- [2]. Tobias, S.A. - Machine-Tool Vibration - London, 1965.
- [3]. Kudinov, A.V. - Dinamica mașinilor unelte, ET, București, 1970.
- [4]. Penescu, C. s.a. - Identificarea experimentală a proceselor automatizate, ET, București, 1971.
- [5]. Kopelovici, A.P. - Sisteme de reglare automată. Metode de calcul ingineresc. ET, București, 1963.
- [6]. Mirski, F. - Mesure des efforts dynamiques. La Machine-Outil Francaise, 260, 1970, p.117-120, 149-153.
- [7]. Kegg, R.L. - Cutting Dynamics in Machine Tool Chatter Trans of ASME, B, 87, Nr.4, 1965, p.464-470.
- [8]. Chiriacescu, S.T. - Contribuții la studiul stabilității dinamice a proceselor de prelucrare pe mașinile unelte așchietoare. Rezumatul tezei de doctorat, I.P.Iagi, 1971.
- [9]. Constantin, E. - Dispozitiv pentru mărirea turațiilor strungurilor - invenție - dosar OSIM Nr.68166.
- [10]. Dreucean, A. - Cristuina, O., Hajdu, I. - Considerații privind calculul sensibilității și de rezistență a unui tip de dinamometru cu traductori pneumatici pentru măsurarea componentelor forței de așchiere la strunjire. Bul.I.P.T., Tom 11,1,1966,p.161-174

CONSTANTIN, E.

IDENTIFICAREA MODELULUI DINAMIC AL PROCESULUI DE
ASCHIERE IN CAZUL PRELUCRARII CU VITEZE FOARTE
MARI A ALIAJELOR DE ALUMINIU

- Rezumat -

Lucrarea prezintă un mod de determinare a funcției de transfer a procesului de aşchiere în condițiile unor forțe de aşchiere foarte mici.

- Summary -

The paper presents a method to determining the transfer function of cutting process.



INLOCUIREA ARCOLUI DE EVOLVENTA CU UN ARC DE CERC PRIN
MINIMALIZAREA ERORILOR, UTILIZIND UN CALCULATOR NUMERIC

Dr.ing.Dionise Hollanda șef de lucrări la Universitatea
din Brașov.

Ing. Ion Mărgineanu șef de lucrări la Universitatea din
Brașov.

În industria constructoare de automobile se utilizează din ce în ce mai frecvent în producția de serie mare sau producția de masă, prelucrarea pinioanelor conice cu dinți dreپți folosite în diferențialele automobilelor, cu ajutorul unei broșe circulare care prelucreează golul dintre doi dinți a roții dințate conice prin metoda copierii.

În timpul prelucrării golului dintre doi dinți, broșa execută mișcarea principală de rotație cu o viteză unghiulară constantă, între piesă și sculă existînd o mișcare relativă de avans paralelă cu fundul golului dintelui roții conice de prelucrat.

La roțile dințate conice cu dinți dreپți profilul dinților și adîncimea golului dintre doi dinți variază cu distanța de la vîrful conului de rulare a roții dințate conice de prelucrat. Prin urmare dacă se utilizează o sculă cu generatoare materializată, profilul tăigului ei trebuie să coincidă cu profilul golului dintre doi dinți din secțiunea în care lucrează tăigul respectiv. Rezultă că deși se lucrează cu o sculă cu generatoare materializată, profilul sculei diferă de la un tăig la altul.

Realizarea unei astfel de scule cu profil variabil de la dinte la dinte prezintă mari greutăți tehnologice, motiv pentru care

aceste scule se execută cu profil așchietor în formă de arc de cerc în secțiune axială a sculei, raza de curbură a profilelor fiind aceeași pentru toți dinții brogei, de la un profil la altul diferind doar poziția centrului de curbură, locul geometric al centrelor de curbură fiind o curbă strîmbă.

În lucrarea de față se indică modul de determinare a coordonatelor centrului și razei arcului de cerc cu care se înlocuiește arcul de evolventă astfel ca cercul să treacă cel mai aproape de punctele de pe evolventă cu coordonatele x_i, y_i , ($i=1, 2, \dots, n$). Se consideră că cercul care îndeplinește această condiție este definit prin relația

$$(y - y_0)^2 + (x - x_0)^2 - R^2 = 0, \quad (1)$$

unde x_0 și y_0 sînt coordonatele centrului iar R raza arcului de cerc căutat.

Prin urmare problema se reduce la determinarea constantelor x_0 , y_0 și R din ecuația (1).

Se poate considera că eroarea făcută în punctele x_i, y_i este dată de formula:

$$\varepsilon_i = y_i - y_0 + \sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}. \quad (2)$$

Suma erorii pătratice făcute se poate calcula cu ajutorul relației:

$$E_p = \sum_{i=1}^n [y_i - y_0 + \sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}]^2. \quad (3)$$

Determinarea coordonatelor centrului și a razei arcului de cerc se face din condiția minimizării erorii pătratice, care se exprimă prin relațiile:

$$\frac{\partial E_p}{\partial y_0} = 0; \quad \frac{\partial E_p}{\partial x_0} = 0; \quad \frac{\partial E_p}{\partial R} = 0. \quad (4)$$

Rezultă sistemul de ecuații neliniare:

$$\begin{aligned} F_1(x_0, y_0, R) &= \sum_{i=1}^n [y_i - y_0 + \sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}] = 0; \\ F_2(x_0, y_0, R) &= \sum_{i=1}^n \left[\frac{y_i - y_0}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}} + 1 \right] (x_i - x_0) = 0; \\ F_3(x_0, y_0, R) &= \sum_{i=1}^n R \left[\frac{y_i - y_0}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}} + 1 \right] = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Notînd cu $[x]$ vectorul soluțiilor sistemului (5), algoritmul pentru rezolvarea lui prin metoda iterativă Newton este:

$$[x]^{(k)} = [x]^{(k-1)} + [L]^{(k-1)} \cdot [F(x)]^{(k-1)}, \quad (6)$$

unde $[L]^{(k-1)}$ este o matrice nesingulară, care rezultă din relația:

$$[L]^{(k-1)} = -[J(x)]^{(k-1)-1}, \quad (7)$$

în care $[J]$ este jacobianul sistemului de ecuații (5), elementele sale rezultând din relațiile:

$$J_{11} = \frac{\partial F_1}{\partial y_0} = -n;$$

$$J_{12} = \frac{\partial F_1}{\partial x_0} = \sum_{i=1}^n \frac{x_i - x_0}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}};$$

$$J_{13} = \frac{\partial F_1}{\partial R} = \sum_{i=1}^n \frac{R}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}};$$

$$J_{21} = \frac{\partial F_2}{\partial y_0} = -\sum_{i=1}^n \frac{x_i - x_0}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}};$$

$$J_{22} = \frac{\partial F_2}{\partial x_0} = -\sum_{i=1}^n \left\{ \frac{R^2(y_i - y_0)}{[\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}]^3} + 1 \right\};$$

$$J_{23} = \frac{\partial F_2}{\partial R} = -\sum_{i=1}^n \frac{R(y_i - y_0)(x_i - x_0)}{[\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}]^3}; \quad (8)$$

$$J_{31} = \frac{\partial F_3}{\partial y_0} = -\sum_{i=1}^n \frac{R}{\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}};$$

$$J_{32} = \frac{\partial F_3}{\partial x_0} = -\sum_{i=1}^n \frac{R(y_i - y_0)(x_i - x_0)}{[\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}]^3};$$

$$J_{33} = \frac{\partial F_3}{\partial R} = -\sum_{i=1}^n \left\{ \frac{(y_i - y_0)(x_i - x_0)}{[\sqrt{R^2 - (x_i - x_0)^2}]^3} - 1 \right\}.$$

Algoritmul de calcul pornește de la vectorul inițial:

$$[x]^{(0)} = \begin{vmatrix} y_0^{(0)} \\ x_0^{(0)} \\ R^{(0)} \end{vmatrix}, \quad (9)$$

unde $x_0^{(0)}$, $y_0^{(0)}$, $R^{(0)}$ sînt soluții inițiale suficient de aproape de soluția finală. Pentru determinarea vectorului $[x]^{(0)}$, care este parte importantă pentru desfășurarea iterațiilor următoare, se aleg trei perechi de puncte y_k, x_k și se determină coordonatele centrului și raza cercului care trece prin aceste puncte.

Dacă $\det. [L]^{(0)} = 0$ atunci se schimbă soluția inițială aleasă, adică se modifică punctele luate pentru determinarea cercului.

Avînd coordonatele evolventei prezentate în tab.1, determinarea soluției inițiale se face cu relațiile:

Tabela 1

X	Y
268,122559	4,567715
266,698486	5,067715
265,511719	5,567715
264,456543	6,067715
263,499723	6,567715
262,590820	7,067715
261,742187	7,567715
260,935059	8,067715
259,419434	9,067715
258,701904	9,567715

$$\begin{aligned} x_0^{(0)} &= -\frac{m}{2} ; \\ y_0^{(0)} &= -\frac{n}{2} ; \\ R^{(0)} &= \sqrt{\frac{m^2}{4} + \frac{n^2}{4}} - \rho, \end{aligned} \quad (10)$$

unde:

$$\begin{aligned} m &= \frac{\Delta x}{\Delta} ; \\ n &= \frac{\Delta y}{\Delta} ; \\ \rho &= \frac{\Delta R}{\Delta}, \end{aligned} \quad (11)$$

în care

$$\Delta = \begin{vmatrix} x_1 & y_1 & 1 \\ x_2 & y_2 & 1 \\ x_3 & y_3 & 1 \end{vmatrix} ; \quad \Delta_x = - \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 & y_1 & 1 \\ x_2^2 + y_2^2 & y_2 & 1 \\ x_3^2 + y_3^2 & y_3 & 1 \end{vmatrix} ; \quad (12)$$

$$\Delta_y = \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 & x_1 & 1 \\ x_2^2 + y_2^2 & x_2 & 1 \\ x_3^2 + y_3^2 & x_3 & 1 \end{vmatrix} ; \quad \Delta_R = - \begin{vmatrix} x_1^2 + y_1^2 & x_1 & y_1 \\ x_2^2 + y_2^2 & x_2 & y_2 \\ x_3^2 + y_3^2 & x_3 & y_3 \end{vmatrix} .$$

În relațiile (12) x_1, y_1 ; x_2, y_2 s-au ales coordonatele punctelor extreme ale evolventei, iar x_3, y_3 coordonatele unui punct situat în apropierea mijlocului arcului de curbă.

Programul de calcul întocmit pentru rezolvarea acestei probleme cu precizia $\varepsilon = 0,005$ mm durează 2,3 minute. Schema logică a programului este prezentată în figura 1. Numărul de iterații efectuat pentru atingerea acestei precizii a fost egal cu trei.

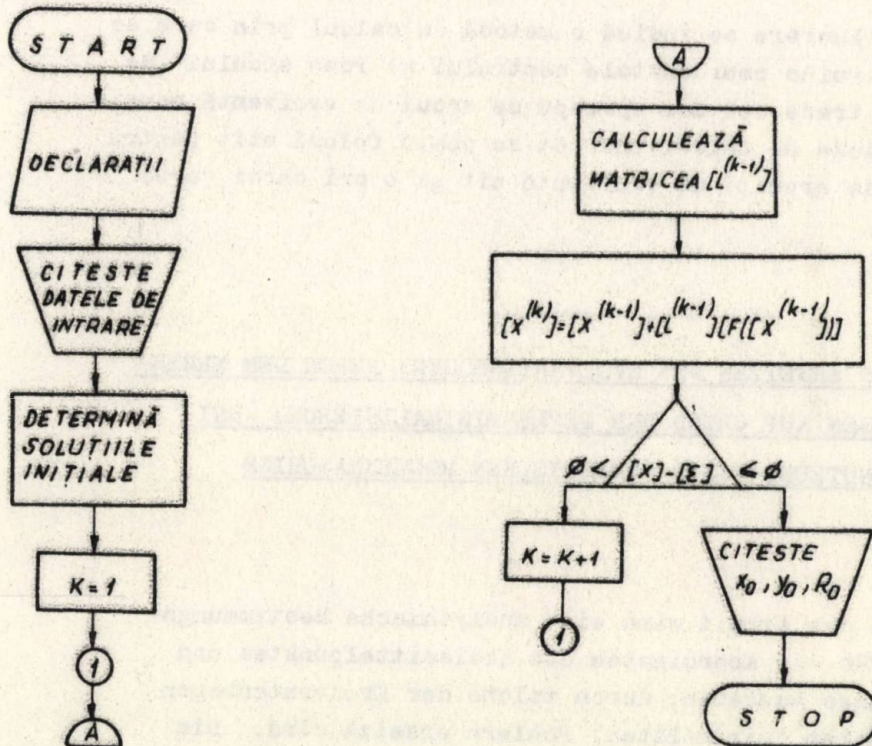


Fig. 1.

HOLLANDA D., MARGINEANU I.

INLOCUIREA ARCULUI DE EVOLVENTA CU UN ARC DE CERC
PRIN MINIMALIZAREA ERORILOR, UTILIZIND UN CALCULATOR
NUMERIC

Rezumat

In lucrare se indică o metodă de calcul prin care se poate determina coordonatele centrului și raza arcului de cerc care trece cel mai aproape de arcul de evolventă considerat. Metoda de calcul indicat se poate folosi atât pentru aproximarea arcului de evolventă cât și a ori cărei curbe plane.

DAS ERSETZEN DES EVOLVENTENBOGENS DURCH DEN KREIS-
BOGEN AUF GRUND DER FEHLERMINIMALISIERUNG BEI
BENUTZUNG EINER NUMMERISCHEN RECHENMASCHINE

Auszug

In der Arbeit wird eine analytische Bestimmungsmethode für die Koordinaten des Kreismittelpunktes und des Radius angegeben, durch welche der Evolventenbogen mit kleinsten (minimalsten) Fehlern ersetzt wird. Die angeführte Methode lässt sich auch für die Bestimmung des jedwelche ebene Kurve ersetzenden Kreisbogens anwenden.

CERCETARI PRIVIND APLICAREA UNOR NOI TEHNologii DE LIPIRE A
METALELOR, CU APLICATII LA FABRICAREA SCHIMBATOARELOR DE CAL-
DURA DIN ALUMINIU

Ing. Valentin Călin - director - Intreprinderea de auto-
camioane Braşov

Ing. Barozzi Dan - şef laborator - I.R.C. Braşov

Ca şi în alte domenii de activitate, industria construc-
toare de maşini se axează pe dezideratele tehnicii moderne de a
construi superior calitativ, economic şi cu mare productivitate.
În competiţia care se dă astăzi pe plan mondial pentru satisfac-
rea factorului economic, o problemă importantă o constituie şi
înlocuirea unor materiale scumpe şi deficitare.

Este ştiut că în construcţia de schimbătoare de căldură
se utilizează metale sau aliaje cu conductibilitate termică ridi-
cată. Cuprul şi alama constituie în prezent materialele de largă
utilizare reprezentând cca 85 % din greutatea produsului finit.

Dictat de considerente constructive şi economice, se con-
turează în ultima vreme un interes deosebit în utilizarea alumi-

niului în construcția schimbătoarelor de căldură datorită faptului că acest metal prezintă un coeficient de conductibilitate termică ridicat, o greutate specifică de aproximativ 3 ori mai redusă și un preț de cost mult mai scăzut decât cuprul sau alama.

În fața atrăgătoarei tendințe de utilizare a aluminiului în construcția de radiatoare se opune însă dificila problemă a operațiilor de îmbinare prin lipire cauzată de prezența stratului superficial de oxizi greu de îndepărtat.

Intrucât calitatea îmbinărilor prin lipire între elementele componente ale radiatorului condiționează imperios transferul termic și cum numărul acestor îmbinări este foarte mare (30.000 la radiatorul de apă al autocamionului SR 132 și 15.620 la rad. Dacia 1300) se deduce că problema găsirii unui procedeu eficient și rentabil de lipire a aluminiului constituie principala problemă în utilizarea acestuia în construcția de radiatoare.

Cercetările pe plan mondial au condus la obținerea unor tehnologii de lipire a aluminiului cu aplicații la fabricarea rad.

Întreprinderi constructoare de radiatoare cât și institute de cercetare din Statele Unite, Japonia, Anglia, R.F.G au realizat prin tehnologii proprii pe stații experimentale, radiatoare construite integral din aluminiu.

În general tehnologiile aplicate utilizează aluminiul plăcat în prealabil cu aliaje binare sau ternare de tipul Al Si sau Al Si Mg, receptiv la lipire, procesul îmbinării realizându-se în băi de săruri topite sau cuptoare speciale cu vid sau cu atmosferă controlată.

Aceste procedee prezintă însă serioase dezavantaje de natură economică și tehnologică. În cazul lipirii în băi de săruri

fluxurile utilizate care conțin cantități importante de derivați halogenați conduc la o acțiune corosivă intensă, asupra aluminiului din care cauză resturile de flux trebuie îndepărtate cât se poate de bine de pe ansamble lipite. Această operație este foarte anevoioasă și costisitoare și nu prezintă prea mari garanții. Totodată corodarea cuptoarelor cât și poluarea atmosferei din hale și a apelor reziduale pune de asemenea probleme.

Utilizarea unui vid de 10^{-4} până la 10^{-6} Torr a permis realizarea de către unele firme americane a unei tehnologii care reduce considerabil cantitatea de flux utilizată la lipire, dar reclamă aluminiul placat (care este cu 30-40 % mai scump decât cel neplacat) operații preliminare complexe și investiții importante în instalațiile utilizate.

Utilizarea temperaturilor ridicate în jur de 600°C , temperaturi apropiate de cea de topire a aluminiului, reclamă o toleranță a temperaturii foarte strânsă la operațiile de lipire. Totuși aceste tehnologii au permis obținerea pe scară semiindustrială a unor radiatoare din aluminiu cu bune performanțe de schimb termic, atestând că aluminiul este un metal de viitor în construcția schimb. de căldură.

Această trecere în revistă a procedeelor cunoscute în prezent în lume, este redată și de revista "Aluminiu" nr. 9/72 unde este menționat și procedeul românesc TDZ4 care face obiectul prezentului referat.

La fabrica de radiatoare și cabluri din Brașov se consumă anual pentru fabricarea radiatoarelor auto de diferite tipuri cca. 1200 tone laminate de cupru și alamă destinate aripioarelor de răcire, material care este procurat parțial din import.

În lumina noilor directive P.C.R. de valorificarea superioară a resurselor interne, problema înlocuirii acestor metale deficitare cu aluminiu a constituit o preocupare importantă în cadrul programului nostru de cercetare.

Plecând de la constatările că fabricarea radiatoarelor integral din aluminiu nu constituie o soluție optimă, cercetările noastre s-au axat pe ideea împărtășită de altfel și de divergii comentatori din revistele americane, italiene și germane, de a se aplica o soluție intermediară în care să se utilizeze aluminiul numai la executarea corpului de răcire și care reprezintă cca. 80 % din greutatea produsului finit. Obiectivul propus a urmărit găsirea unei metode adecvate pentru lipirea aripioarelor de răcire din aluminiu de tuburile din alamă, metodă care să asigure un bun transfer termic, o tehnologie mai simplă și lipsită de fluxuri corosive și de dezavantajele procedeelor cunoscute în prezent.

Studiile și cercetările au avut loc în cadrul laboratorului întreprinderii conducând în final la obținerea unei soluții tehnice originale intitulată procedeul TDZ4, care face obiectul unei invenții brevetate în 12 țări.

În prima fază a cercetărilor s-a urmărit înlocuirea stratului superficial de oxizi cu pelicule metalice de tipul Sn sau Zn depuse pe cale chimică sau electrochimică. Dacă această problemă a fost rezolvată în parte, greutatea întâmpinată la lipirea în cuptor datorită condițiilor oxidante la temperatura de lucru au determinat abandonarea ideii și căutarea unei alte soluții tehnice.

Preocuparea principală în cadrul cercetărilor s-a axat pe găsirea unui mediu termic, care se poate încălzi fără degradare la temperatura de topire a aliajului ușor fuzibil depus pe tub,

să posede un caracter neutru sau reducător, să nu prezinte efecte corozive asupra materialelor utilizate, să fie ieftin, să fie totodată ușor de îndepărtat de pe ansamblul lipit și recuperabil în procesul de producție.

Cu alte cuvinte acest mediu să fie purtător de căldură și totodată decapant. Se știe că hidrocarburile care compun uleiurile minerale au funcție de viscozitatea lor greutatea moleculelor cuprinse între 300-700 u.a.m. și conțin prin urmare hidrocarburi cu 20-50 atomi de carbon în moleculă. Structura lor nu se cunoaște încă în amănunt, se știe însă că moleculele conțin 2 sau mai multe inele și o catenă alifatică.

Cercetările și experiențele de laborator au condus la constatarea surprinzătoare și totodată contrară teoriilor existente, că în anumite condiții de aditivare a hidrocarburilor cu caracter parafino-naftenic conținute în uleiurile minerale se poate obține un mediu în care aluminiul prin imersare poate deveni receptiv aliajelor de lipit ușor fuzibile.

Adausuri de 1-3 % de acizi monocarboxilici conferă uleiului mineral la temperaturi de peste 150 °C proprietăți cu acțiune reducătoare asupra oxizilor superficiali ai metalelor îndepărtând straturile superficiale amorfice și creînd condiții de receptivitate față de alte metale în stare topită. Această acțiune este condiționată de trei parametri: concentrația în agentul de aditivare, temperatura și timpul.

Dacă o construcție asamblată din două sau mai multe metale dintre care una este acoperită cu aliaj ușor fuzibil, se scufundă într-un mediu de acest gen încălzit la o temperatură adecvată, are loc în decurs de câteva secunde acțiunea simultană de deca-

pare a suprafețelor metalice și de topire a aliajului de lipit, realizându-se imbinarea construcției respective. Lipsa oxigenului atmosferic, deci a oxidării, posibilitățile îndepărtării rapide a mediului folosit, permite obținerea unor suprafețe curate, estetice și lipsite de orice agent corosiv care să acționeze ulterior.

Pe parcursul cercetărilor s-a putu constata că pe lângă proprietățile chimice ale mediului termo-decapant, concură la obținerea unor imbinări etange și compacte și acțiunea presiunii hidrostatice.

Datorită acestei acțiuni fizice, fenomenul de capilaritate este mult influențat, fapt care s-a confirmat prin experiențe de laborator și probe metalografice.

Această acțiune influențează considerabil transferul termic fapt pentru care secțiunile de radiator supuse încercărilor de schimb termic au dat valori foarte apropiate între corpurile de răcire din cupru și cele din aluminiu, în ciuda diferenței de conductibilitate termică existentă dintre aceste două metale.

În principiu, noua tehnologie care permite utilizarea aluminiului în locul cuprului și alamei la fabricarea corpurilor de răcire ale radiatoarelor, cuprinde două etape principale:

- Pretratarea suprafeței aluminiului
- Asemblarea prin lipire cu aliaj ușor fuzibil prin imersare în mediul termo-decapant.

Desigur transpunerea în fază industrială a studiilor și cercetărilor de laborator constituie principala preocupare și satisfacție a cercetătorilor.

Pentru aceasta urmai să se verifice încă câteva probleme

importante

- rezistența la coroziune a aluminiului în condiții de exploatare

- încercări de durabilitate pe diferite tipuri de autovehicule

- verificarea condițiilor de fabricație pe stații pilot.

Problema protecției anticorozive a aluminiului a constituit o preocupare importantă în cadrul cercetărilor laboratorului nostru.

Cu toate că aluminiul este în realitate un metal foarte oxidabil cu mare afinitate față de oxigen, el rezistă bine la coroziunea atmosferică pentru că se acoperă rapid cu o peliculă de Al_2O_3 foarte subțire și aderență, care împiedică pătrunderea oxigenului în adâncime și care de fapt este cauza primară că aluminiul este greu de lipit sau sudat.

La temperatura obișnuită, apa, vaporii de apă, oxidul și bioxidul de carbon uscat nu au nici o acțiune asupra aluminiului metalic.

Conform procedurii TDZ₄ se utilizează benzi din aluminiu de puritate 99,5 % în stare neplăcată și fără utilizarea de fluxuri la operația de lipire.

Verificarea rezistenței la coroziune chimică și electrocoroziune a aluminiului față de agenții corosivi externi la care sînt supuse radiatoarele în exploatare s-a făcut în cadrul laboratorului uzinei, la laboratorul chimic de la UAB-Brașov cît și la ICPE București, unde au fost expuse probe în camera climatică și în atmosferă cu ceață salină.

Aceste probe au dovedit că problema coroziunii nu afectează durabilitatea și buna funcționare a radiatoarelor cu aripi-

oare din aluminiu dacă se iau următoarele măsuri.

- O aplicare corectă a procesului tehnologic
- O protecție adecvată a suprafeței aluminiului înaintate de vopsire (degreșare, cromato-fosfatate)
- O izolare etanșă față de umiditate și agenții externi prin aplicare uniformă de lacuri epoxi sau alchido-melaminice
- Utilizarea de aliaje de lipit ușor fuzibile cu caracteristici speciale.

Verificarea în exploatare a radiatorului cu aripioare din aluminiu a avut loc la diverși beneficiari. Radiatoare de apă, de încălzire cabină, de ulei, au fost montate pe autoturisme, autocamioane și tractoare.

Datele culese de la Uzina de Autocamioane Brașov, Uzina Mecanică Muscel, Uzina de Autoturisme Pitești, Întreprinderea de transporturi forestiere - Taufor Brașov, Uzinele de autoturisme Volvo - Suedia, au demonstrat că radiatoarele cu aripioare din aluminiu executate prin procedeul TDZ4, supuse variațiilor de condiții de exploatare și în toate anotimpurile anului, încercări variind între 1-4 ani, prezintă performanțe termice similare cu radiatoarele utilizate din cupru, având însă caracteristici superioare în ceea ce privește greutatea și economicitatea.

Remediarea radiatoarelor defecte nu pune probleme diferite de cele existente la radiatoarele din cupru sau alamă întrucât tuburile plate pe care sunt fixate aripioarele de răcire din aluminiu sunt aceleași ca și la radiatoarele obișnuite din cupru și care se remediază prin metodele cunoscute folosind flux necorosiv, spre deosebire de radiatorul integral din aluminiu a cărui remediare e complicată.

Rezultatele favorabile obținute în faza de laborator a determinat construirea unor stații pilot.

Construite pe principiul imersării succesive în băi conținând mediul termo-decapant și solvenți organici, ambii recuperabili, cele două stații pilot construite, prima cu regim manual, ultima cu regim programat, au dovedit posibilitatea aplicării industriale în bune condițiuni a noului procedeu românesc TDZ₄.

În prezent se execută anual prin procedeul TDZ₄ cca. 100.000 radiatoare de încălzire cabină și radiatoare ulei având corpul de răcire din aluminiu, destinate autocamioanelor Bucegi și Carpați

C O N C L U Z I I

Programul de cercetare propus a parcurs toate etapele destinate stabilirii unei noi tehnologii de fabricare a radiatoarelor având corpul de răcire compus din aripioare din aluminiu.

S-au putut trage următoarele concluzii:

Prin aplicarea metodei de lipire în mediul termo-decapant este posibilă utilizarea aluminiului în construcția de radiatoare auto și a schimbătoarelor de căldură în general.

Se pot crea economii importante de material neferos datorită diferenței apreciabile în greutatea specifică, dintre aluminiu și celelalte metale și aliaje curent utilizate.

Prin utilizarea aluminiului indigen se elimină importul de material scump și deficitar.

Procedeul permite simplificarea procesului tehnologic existent în cazul radiatoarelor din cupru sau alamă.

Schimburile termice și de coroziune satisfac cerințele de exploatare ale autovehiculelor.

Utilizarea aluminiului în fabricația de radiatoare conduce la reducerea considerabilă a prețului de cost.

Aplicarea procedeului termo-decapant la fabricarea radiatoarelor avînd corpuri de răcire din cupru, alamă sau oțel, permite obținerea unor performanțe de schimb termic superior, față de metodele clasice cunoscute, eliminînd decapanții corosivi cît și operațiunile complexe finale de neutralizare și spălare oferind totodată condiții de lucru lipsite de noxe și poluare.-

Cercetările au condus la obținerea unei metode originale de lipire cu aplicații și în alte domenii ale tehnicii.

Cercetările continuă în aplicarea procedeului TDZ4 și la fabricarea altor tipuri de radiatoare cu corp de răcire din aluminiu ca radiatoarele: SR 132 apă, ARO, Dacia 1300, U 650 care sînt în curs de omologare precum și extinderea în alte domenii ca fabricarea convectoarelor din aluminiu (înlocuitori de calorifere) cît și în domeniul electrotehnicii.-

B I B L I O G R A F I E

- [1] Perrone A. Sviluppo delle tecniche di brasatura dell'alluminio applicate ai radiatori per autovetture
Alluminio No. 9-1972 pag. 458-464
- [2] Church F. Aluminium brazing: new tricks update old process. Modern metals no. 2-1973.
- [3] Schoer u. Schultze W. Verfahren zum flussmittelfreien Hartlöten von Aluminium unter Schutzgas und Vergleich mit anderen Lötverfahren.
Aluminium No. 12-1972 pag. 803-807.
- [4] Schulze W. Entwicklung eines Verfahrens zum flussmittellosen Löten von Aluminium unter Schutzgas " Zeitschrift für Metallkunde " No. 12-1972 pag. 775-781.

Călin V., Barozzi D.

CERCETARI PRIVIND APLICAREA UNOR NOI TEHNOLOGII DE LIPIRE A METALELOR, CU APLICATII LA FABRICAREA SCHIMBATOARELOR DE CALDURA DIN ALUMINIU

Rezumat

Lucrarea prezintă o trecere în revistă a metodelor cunoscute în lume, de asamblare prin lipire a schimbătoarelor de căldură din aluminiu. Sînt arătate avantajele ce le oferă înlocuirea cuprului și alamei cu aluminiul fapt care a generat un plan de cercetare în cadrul laboratorului I.R.C. Brașov și care a condus în final la realizarea unei tehnologii originale de lipire brevetată în 12 țări.

Intitulat "procedeul TDZ₄", noua tehnologie de lipire folosește un lichid termo-decapant în care are loc acțiunea simultană de decapare și lipire a aluminiului.

Cercetările continuă în vederea extinderii procedului și în alte domenii ale tehnicei.

FORSCHUNGEN BEZUGLICH NEUER LÖTTECHNOLOGIEN FÜR METALLE, MIT ANWENDUNG BEI DER HERSTELLUNG DER ALUMINIUM-WÄRMEAUSTAUSCHER

Zusammenfassung

Die vorliegende Arbeit zeigt weltbekannte Lötverfahren für Aluminium-Kühlkörper. Es werden die Vorteile der Ersetzung des Kupfers und Messings durch Aluminium gezeigt, was zu einem Forschungsplan im Rahmen des I.R.C. - Laboratoriums führte und als Endresultat eine originelle Löttechnologie, in 12 Ländern patentiert, ergab.

Die neue Löttechnologie, mit dem Namen "TDZ₄ - Verfahren", verwendet ein Mineralölmedium, in welchem gleichzeitig das Beizen und Löten des Aluminiums stattfindet.

Die Forschungsarbeiten werden fortgesetzt, bezüglich Verwendungen des Verfahrens auch in anderen Fertigungsbereichen der Technik.

POSSIBILITATI DE UTILIZAREA NISIPURILOR REGENERATE LA PREPARAREA AMESTECURILOR DE FORMARE

Ing. Jakab Emeric
Sef lucrări la Universitatea din
Bragov

Dezvoltarea industriei constructoare de meşini reclamă cantităţi din ce în ce mai mari de piese turnate.

Procedeul predominant pentru turnarea pieselor la ora actuală în ţară şi în străinătate este turnarea în forme temporare cu lianţi minerali. La acest procedeu de turnare amestecul de formare rezultat după dezbaterăa pieselor turnate se poate reutiliza de un anumit număr de ori cu prelucrări nu prea costisitoare (separare magnetică, desprăfuire, reumezire, etc.), fapt care permite o reducere considerabilă a consumului de nisip nou.

Cercetările efectuate asupra proprietăţilor amestecurilor de formare reutilizate de mai multe ori, au arătat, că amestecul de formare în timpul reutilizărilor suferă o degradare calitativă din ce în ce mai accentuată, care cu timpul împiedică utilizarea în continuare a amestecului respectiv şi este necesară evacuarea lui la halde.

Dacă în schimb amestecul utilizat şi degradat este supus

operației de regenerare, cantitățile de amestec evacuate la halde se reduc simțitor nedepășind 20...30% din amestecul utilizat.

Prin regenerarea amestecului de formare utilizat se înțelege un complex de operații, prin care nisipul din aceste amestecuri se readuce la o stare comparabilă cu nisipurile proaspete de carieră.

Acest lucru este posibil numai atunci când regenerarea realizează în mod obligatoriu următoarele operații :

- îndepărtarea din amestecul utilizat a materialelor străine (metalice sau nemetalice) ;
- îndepărtarea fracțiunilor de praf și grosiere în vederea restabilirii compoziției granulometrice inițiale ;
- restabilirea activității superficiale ale grăunților de nisip, prin curățirea lor de învelișurile de liant uzat.

În cadrul turnătoriilor mecanizate la ora actuală se realizează în cazul cel mai favorabil primele două operații, după care amestecul este reutilizat prin adaosuri mici de nisip nou, liant și apă. Nu se realizează cea de a treia operație și din această cauză la un moment dat apare degradarea totală a amestecului de formare , evacuarea lui la halde din care cauză se menține foarte ridicat consumul de nisip nou.

Această prezentare succintă devine și mai nefavorabilă dacă la consumul de nisip pentru acest procedeu se adaugă și consumul de nisip la procedeele moderne de turnare în forme din amestec de nisip și lianți din rășini termoreactive, sau în forme din amestec de nisip cu liant de silicat de sodiu întărite cu bioxid de carbon, etc., la care nici măcar reutilizarea amestecului nu este posibilă și deci cu răspândirea procedeeleor cantități din ce în ce mai mari de amestecuri utilizate sînt evacuate la halde.

Nu este deci de loc surprinzător interesul sporit de care se bucură regenerarea nisipurilor din amestecurile de formare uzate, pe plan mondial și în țara noastră acum, când s-a pus problema valorificării deșeurilor industriale, care pe întreaga economie națională se cifrează anual la câteva miliarde de lei și din care un loc important ocupă și amestecurile utilizate în turnătorii evacuate la halde.

Prezenta lucrare propune să prezinte posibilitățile de utilizare a nisipului regenerat din amestecurile de formare uzate obținute printr-o metodă de regenerare cu frecare uscată în jet de aer sub presiune.

Pentru a pune în evidență posibilitățile de utilizare a nisipului regenerat la prepararea amestecurilor de formare s-a procedat în felul următor :

- pe baza unei rețete larg utilizată la prepararea amestecurilor de formare, s-au preparat amestecuri de formare pe bază de nisip nou de Aghireș C.II - 0,16...0,3 mm, dublu spălat cu P.L. < 0,5% simbolizat în continuare cu A - C.II ; precum și pe baza a trei nisipuri regenerare rezultate din amestecurile evacuate spre halde de la turnătoriile Intreprinderii de Autocamioane din Brașov simbolizate în continuare cu N - 122 (de la turnătorie de fontă nouă), cu N - 128 (de la turnătorie de fontă veche) și N - 134 (de la turnătorie de oțel).

Caracteristicile celor patru nisipuri sînt date în tabelul 1

Din tabelul 1 se poate observa uşor valori foarte apropiate ale granulației medii și a gradului de uniformitate a celor patru nisipuri folosite la prepararea amestecurilor de formare, precum și faptul că la nisipurile regenerare, drept rezultat al regenerării fracțiunile fine de pe sita 0,06 și de pe tavă se

Tabelul 1.

Nr. crt.	Simbolul nisipului	PL [%]	PC [%]	pH	Compoziția granulometrică [%]										M50 [mm]	G.U. [%]
					10	0,63	0,40	0,315	0,200	0,16	0,10	0,06	0,04	0,02		
1.	A-C. II	0,74	-	-	0,40	1,80	22,20	18,80	38,20	10,00	5,80	2,40	0,40	0,29	55	
2.	N- 122	0,87	0,65	8	-	1,20	22,00	18,10	43,00	10,40	3,30	1,50	0,50	0,288	60	
3.	N-128	0,26	0,25	6,5	-	1,00	20,00	15,50	42,50	14,50	6,00	0,50	-	0,21	60	
4.	N- 134	2,28	0,64	7	0,30	0,75	17,50	17,95	45,20	12,85	4,60	0,50	0,35	0,275	63	

reduc ceea ce duce la mărirea gradului de uniformitate a nisipurilor regenerate.

Din cele 4 nisipuri s-au preparat câte 3 amestecuri de formare după rețetele din tabelul 2.

Tabelul 2

Nr. rețetei Compoziția amestecului			
	I [%]	II [%]	III [%]
Nisip cuarțos	95	90	85
Bentonită	5	10	15
S o d ă	0,15	0,30	0,45

La fiecare amestec de formare în timpul preparării s-a adăugat un anumit % de apă pentru a asigura o capacitate de

îndesare a amestecului preparat.

Valori optime pentru amestecurile de formare cu lianți minerali între 44 ... 46 %.

Amestecurile astfel obținute au fost supuse în continuare la o serie de încercări de laborator, determinînd caracteristicile de bază de care depind posibilitățile de utilizare a amestecurilor respective.

Caracteristicile obținute sînt trecute în tabelul 3.

Privind în ansamblu rezultatele din tabelul 3 se pot observa valori apropiate ale diferitelor caracteristici ale amestecului preparat pe bază de nisip nou de Aghireș și pe baza nisipurilor regenerate.

Pentru anumite caracteristici se vor da și reprezentările grafice ale variației în funcție de rețeta de preparare a amestecului, cu anumite explicații privind abaterile constatate de la caracteristicile obținute la amestecul preparat pe bază de nisip nou.

- Permeabilitatea (fig.1) în general are valori inferioare la amestecuri preparate din nisipuri regenerate dar aceste valori nu sînt prea diferite și în orice caz sînt mai mari decît valoarea minimă (150 u.a.p) impusă de normele interne ale întreprinderii.

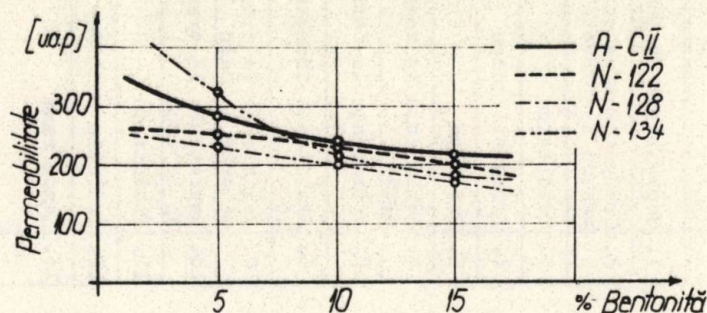


Fig.1.
Variația permeabilității în funcție de % de liant

Tabelul 3

Nr. crt.	Caracteristici	Unit. de măsură	Amestec pe bază de A-C II			Amestec pe bază de N-122			Amestec pe bază de N-128			Amestec pe bază de N-134		
			Rețeta			Rețeta			Rețeta			Rețeta		
			I	II	III	I	II	III	I	II	III	I	II	III
1.	Capacitatea de îndesare	%	46	44	45	45	45	45	45	46	45	44	44	44
2.	Greutatea amestecului pentru o epruvetă	gf	1475	1495	1510	1495	1520	1520	1475	1485	1510	1445	1515	1510
3.	Umiditatea	%	2,2	2,8	3,9	2,4	3,5	3,7	2,0	3,1	3,5	2,4	3,4	4,2
4.	Permeabilitatea	u.s.p.	280	240	220	250	230	200	230	200	170	325	210	180
5.	Duritate	U.D.	70	86	80	78	84	86	70	86	89	82	89	88
6.	Rezistența la compresiune	gf/cm ²	380	1250	1750	580	1340	1900	440	1260	1950	860	1700	2050
7.	Rezistența la forfecare	gf/cm ²	90	260	440	140	330	570	110	210	530	190	380	575
8.	Rezistența transversală	gf/cm ²	60	190	300	90	200	340	70	150	360	120	270	370
9.	Rezistența la tracțiune umed la cald	gf/cm ²	11	32	46	9	25	48	9	21	53	26	34	44
10.	Rezistența la tracțiune la crud	gf/cm ²	32	132	180	58	148	250	40	100	262	88	186	252
11.	Fluiditate	%	56	54	51	51	49	46	60	55	52	60	57	50
12.	Indicele Schöter	°	41	53	79	47	70	85	43	68	88	45	77	90
13.	Sonda ramm	cifră absolută	11	23	25	13	22	25	13	18	34	17	30	32

- Rezistența la compresiune (fig.2) are la cele trei amestecuri preparate pe baza nisipurilor regenerate și după toate rețetele - valori superioare față de amestecul preparat pe bază de nisip nou. Această observație este valabilă și pentru celelalte caracteristici de rezistență (la forfecare transversală, la trac-

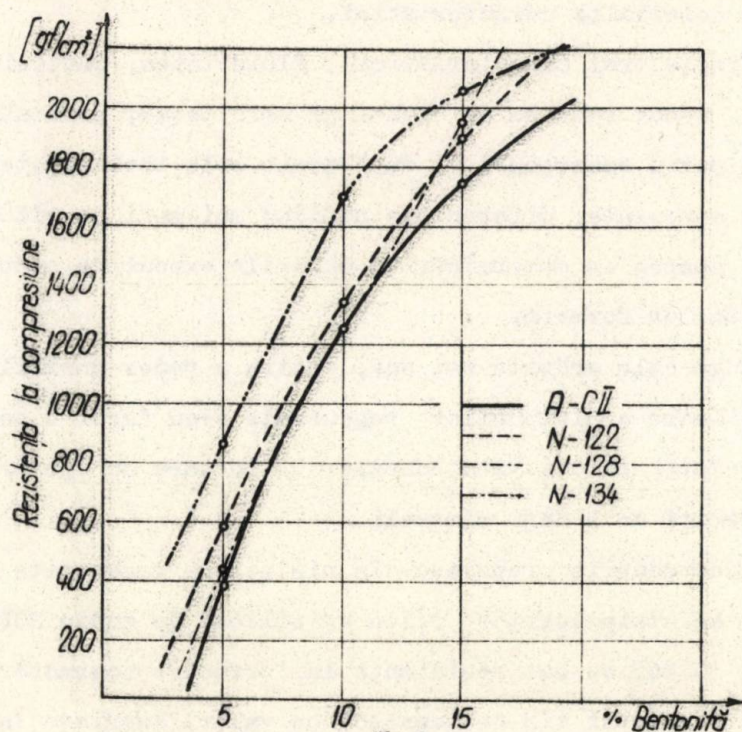


Fig.2.

Variația rezistenței la compresiune în funcție de % de liant.

țiune la crud) și chiar și pentru rezistența la tracțiune umed la cald, dar aici se poate vedea că, la amestecurile preparate cu 5 % bentonită are valori sub 15 gf/cm^2 , ceea ce este inadmisibil după normele interne ale întreprinderii, deci această rețetă practic nu se poate utiliza nici la prepararea amestecurilor pe bază de nisip nou și nici pe bază de nisip regenerat. Excepția care apare la amestecul preparat pe bază de nisip rege-

nerat N - 134 cu 5% bentonită se datorește faptului că la acest nisip % de P.L. după regenerare este de 2,28% mult mai mare de cît la celelalte nisipuri (A-C II ; N-122 ; N-128) și însumat cu bentonită adăugată conform rețetei asigură obținerea unor proprietăți superioare, așa cum de altfel se poate observa și în cazul tuturor celorlalte caracteristici.

- Ultimele trei caracteristici : fluiditatea, indicele Schötter și sonda ramm ca de altfel și umiditatea, prezintă în cazul celor patru amestecuri și după toate cele trei rețete valori foarte apropiate, diferențele nefiind mai mari de cît abaterile ce pot apărea la determinările diferite executate pentru același amestec de formare.

Pe lângă cele arătate mai sus, pentru a vedea posibilitățile de utilizare a nisipurilor regenerate s-au făcut o serie de încercări de preparare a amestecurilor de formare cu ajutorul lianților diferiți de lianți minerali.

a.- Amestecurile preparate din nisipurile regenerate după rețeta : 2 kg nisip cuarțos, 0,100 kg silicat de sodiu SC(5%) și 0,35 % ulei C 265 au dat rezistențe la forfecare (caracteristica determinată a acestui tip de amestec) cu valori cuprinse între $\frac{1}{2}$ și $\frac{2}{3}$ din valorile rezistenței la forfecare obținută la amestecul preparat pe bază de nisip proaspăt după aceeași rețetă.

b.- Amestecurile preparate din nisipuri regenerate cu liant de urelit după rețeta utilizată în întreprindere au dat rezistențe la încovoiere (caracteristica determinată la acest tip de amestec) cu valori cuprinse între 16...20 kgf/cm³, ceea ce reprezintă $\frac{1}{3}$... $\frac{1}{2}$ din valorile rezistenței la încovoiere obținute la amestecul preparat după aceeași rețetă pe bază de nisip proaspăt (A - C.II).

c.- În sfârșit amestecurile preparate cu lianți de rășini furanice și nisipuri regenerare nu au reacționat, respectiv nu s-a produs întărirea probelor nici după prelungirea timpului de reacție.

Concluzii :

1. Nisipurile regenerare prin metoda frecării uscate în jet de aer prezintă o compoziție granulometrică mai favorabilă decât nisipurile proaspete de carieră, datorită eliminării fracțiunilor fine și grosiere în timpul procesului de regenerare.

2. Datorită frecării uscate în timpul regenerării, grăunții de nisip rezultă cu forme mai avantajoase și mai apropiate de forma sferică decât grăunții nisipului proaspăt. (acest aspect nu s-a putut arăta concret în prezenta lucrare întrucât nu se admit fotografii).

3. Nisipul regenerat în condiții economice acceptabile după această metodă, nu are un conținut de părți levigabile care să-i permită utilizarea nisipului în condiții egale cu nisipul proaspăt, dar se poate utiliza foarte bine și fără nici o rezervă la prepararea amestecului de formare clasic, pe baza lianților minerali, metodă de altfel predominantă pe plan mondial.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. W.Sakwa și E.Janicki - Alegerea corectă a compoziției amestecului de formare, Giesserei - Praxis Nr.17/1965, pag.343-346.
- [2]. x x x - Materiale de formare. Nisipuri pentru turnătorie. STAS 5609-66 grupa H 48.
- [3]. V.Poeniță - Utilizarea în turnătorii a nisipurilor și lianților minerali din zăcămintele noi, ICTOM, București, 1967.
- [4]. x x x - Nisipuri de turnătorie și amestecuri de formare. Metode de încercări și analiză. STAS 1934-64.
- [5]. V.Poeniță și A.Huber - Nisipuri cuarțoase pentru turnătorii, Metalurgia Nr.10/1970, pag.664-667.
- [6]. C. Wanyorek - Caracterizarea prin indici numerici a structurii fizice și spațiale a amestecurilor granulare plastice cu aplicații în producția semifabricatelor pentru construcția de mașini, Teză pentru obținerea titlului de doctor inginer, Brașov, 1970.
- [7]. F.Hofman - Technologie der Giessereiformstoffe, Editura Georg Fischer, 1966.

JAKAB E.

POSSIBILITATI DE UTILIZARE A NISIPURILOR REGENERATELA PREPARAREA AMESTECURILOR DE FORMARERezumat

În prezent amestecurile de formare sînt preparate din componenți noi (nisipuri și lianți) sau în cazul amestecurilor recirculate și din amestec de formare utilizat.

Prezenta lucrare stabilește în ce măsură este posibil utilizarea nisipurilor regenerate la prepararea amestecurilor de formare, respectiv condițiile pe care trebuie să le îndeplinească nisipurile regenerate pentru a obține amestecuri de formare cu proprietăți corespunzătoare.

POSSIBILITÉS D'EMPLOI DES SABLES RÉGÉNÉRÉS À LA
PRÉPARATION DES SABLE DE MOULAGERésumé

À présent les sables de moulage résultent de l'association des composants neufs (sables et agglomérants) ou dans le cas de terres de moulage, on ajoute aussi de sable vieux.

L'étude présente, établit la manière dans laquelle est possible l'emploi des sables régénérés, les conditions que doit accomplir les sables régénérés, pour obtenir des sables de moulage possédant des qualités acceptables.

INFLUENTA COMPOZITIEI AMESTECURILOR DE FORMARE
SI MIEZUIRE ASUPRA CALDURII SPECIFICE SI A COEFICIENTULUI DE
CONDUCTIBILITATE TERMICA

Dr.ing. VULCU VASILE
 Dr.ing. VESTEMIANU NICOLAE
 ing. SAMOILA CORNEL
 UNIVERSITATEA DIN BRASOV

In practica turnătorilor, ca urmare a perfecționărilor continue privind controlul proprietăților amestecurilor de formare, s-a ajuns în stadiul în care, pentru fiecare rețetă propusă a fi introdusă în fabricație, se efectuează o întreagă gamă de încercări standardizate, referitoare la proprietățile fizico-mecanice și tehnologice (umiditate, permeabilitate, rezistență la compresiune și forfecare, etc.). In turnătoriile moderne se efectuează un control permanent al proprietăților amestecurilor de formare și de miezuire aflate în circuitul de producție pentru a se determina proprietățile fizico-mecanice și tehnologice prevăzute în planurile de operații, încercări care au drept scop respectarea unbr cerințe tehnologice determinate de rolul complex îndeplinit de formă la turnare.

Forma de turnare este un ansamblu de elemente care conțin o cavitate ce asigură reproducerea configurației geometrice a piesei, după turnare garantînd, prin proprietățile tehnologice și mecanice ale amestecului de formare, calitatea acesteia, ea avînd în același timp și un important rol termodinamic. Intre metalul turnat și forma de turnare există, de la turnare pînă în momentul debaterii piesei o interacțiune termică caracterizată de o multitudine de factori influenți a căror acțiune combinată hotărăște, în final, calitatea piesei turnate.

Studiile efectuate asupra solidificării pieselor turnate stabilesc expresii analitice care descriu fenomenele termice ce guvernează interacțiunea piesă-formă. Astfel, după Veinik, duratele de solidificare ale aliajelor turnate se determină cu relații de forma :

- pentru durata de conducere a căldurii de supraîncălzire:

$$\sqrt{\tau_2 - \tau_0} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \frac{\rho_1 C_1'}{b_2} \cdot \frac{t_{lin} - t_{sol}}{t_{lin} - t_{2in}} + \sqrt{\tau_1 - \tau_0}; \quad (1)$$

- pentru durata solidificării complete a piesei turnate:

$$\sqrt{\tau_3 - \tau_0} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \frac{\rho_1 (C_1' \Delta t_{cr} + \rho_1)}{b_2 (t_{lic} - t_{2in})} + \sqrt{\tau_2 - \tau_0}; \quad (2)$$

- pentru timpul total de răcire a piesei turnate pînă la temperatura de dezbateră t_1

$$\sqrt{\tau - \tau_0} = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \frac{\rho_1 C_1'}{b_2} \cdot \frac{t_{sol} - t_1}{t_{sol} - t_{2in}} + \sqrt{\tau_3 - \tau_0} \quad (3)$$

relații în care :

τ_0 - este timpul de mișcare a metalului pînă la o secțiune considerată a formei;

τ_1 - durata curgerii metalului pînă la umplerea completă a formei;

τ_2 - durata de conducere a căldurii de supraîncălzire;

τ_3 - durata solidificării complete a piesei turnate;

τ - timpul total de răcire a piesei turnate;

R_1 - jumătate din grosimea piesei turnate;

ρ_1 - greutatea specifică a metalului turnat;

C_1' - căldura specifică a metalului turnat;

$b_2 = \sqrt{\frac{\rho_2}{2} \cdot \lambda_2 \cdot C_2}$ - coeficientul termodinamic al formei de turnare;

λ_2 - conductibilitatea termică a materialului formei;

C_2 - căldura specifică a materialului formei;

ρ_2 - greutatea specifică a materialului formei;

Δt_{cr} - intervalul de solidificare a metalului turnat;

ρ_1 - căldura latentă de solidificare a metalului;

t_{lin} - temperatura de turnare a metalului;

t_{sol} - temperatura de solidificare a metalului;

t_{2in} - temperatura inițială a formei;

t_{lic} - temperatura liniei lichidus din diagrama de echilibru, corespunzătoare aliajului turnat.

Pentru o piesă dată, turnată dintr-un aliaj cu proprietăți cunoscute (ipoteza constanței proprietăților aliajelor turnate este o simplificare de calcul admisă în general), relațiile de mai sus se pot transforma în mod corespunzător astfel :

$$\sqrt{z_2 - z_0} = -\frac{A}{b_2} + \sqrt{z_1 - z_0} ; \quad (4)$$

$$\sqrt{z_3 - z_0} = -\frac{B}{b_2} + \sqrt{z_2 - z_0} ; \quad (5)$$

$$\sqrt{z - z_0} = -\frac{C}{b_2} + \sqrt{z_3 - z_0} ; \quad (6)$$

relații în care :

$$A = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \delta_1 \cdot C_1 \frac{t_{lin} - t_{sol}}{t_{lin} - t_{2in}} ;$$

$$B = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \delta_1 \cdot \frac{C_1 \Delta t_{cr} \cdot \rho_1}{t_{lic} - t_{2in}} ;$$

$$C = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot R_1 \cdot \delta_1 \cdot C_1 \frac{t_{sol} - t_1}{t_{sol} - t_{2in}} .$$

sînt constante pentru condițiile prevăzute anterior.

Se reliefează astfel însemnătatea pe care o prezintă constantele fizice ale amestecurilor de formare cuprinse în coeficientul termodinamic b_2 care devine esențial la influențarea vitezei procesului de cristalizare și de răcire pînă la debaterarea piesei turnate.

Coeficientul termodinamic b_2 este dependent de trei mărimi fizice:

- conductibilitatea termică a amestecului de formare;
- căldura specifică a amestecului de formare;
- greutatea specifică a amestecului de formare.

În calculele uzuale privind durata de solidificare, mărimile fizice de mai sus se consideră constante, valorile utilizate în calcule fiind, considerăm noi, orientative. Singura mărime fizică măsurabilă în conformitate cu prevederile actualelor norme de încercări este greutatea specifică a amestecului de formare.

Colectivul de autori și-a propus să stabilească în prezenta lucrare că ignorarea variațiilor pe care le înregistrează mărimile fizice de mai sus la schimbarea compoziției amestecurilor de for, are și miezuire se reflectă negativ asupra posibilității de control a solidificării pieselor turnate. În consecință s-a stabilit un plan de încercări progresive după cum urmează:

1. S-au efectuat încercări repetate pe epruvete de forma unei plăci cu dimensiunile 250x250x50 mm, confecționate din amestec cu compoziția 95% nisip Aghireș și 5% leșie sulfică. Păstrând constante gradul de îndesare și compoziția, valorile determinate pentru conductibilitatea termică folosind masa dr. Bock au fost $\lambda_1 = 0,5068145$ și $\lambda_2 = 0,5094257$, ele dovedind constanța valorii coeficientului de conductibilitate termică în condițiile amintite. Pentru o a treia epruvetă s-a păstrat constantă compoziția și s-a variat gradul de îndesare, valoarea obținută experimental fiind $\lambda_3 = 0,47910$.

Acest prim grup de experiențe au dovedit că relația calitativă semnalată în multe lucrări de specialitate dintre conductibilitatea termică a formei și gradul ei de îndesare are un suport cantitativ evident.

2. În a doua etapă experimentală s-au încercat epruvete care au același grad de îndesare, dar la care variază compoziția amestecului. Cele două rețete experimentate au fost : nisip de Aghireș 92%; ulei 1,5%; dextrina 1,5% și 92% nisip de Aghireș, 4% dextrină, 4% ulei. Pentru prima rețetă $\lambda_1 = 0,51171$ iar pentru a doua $\lambda_2 = 0,53758$, valori care dovedesc variația coeficientului de conductibilitate termică în funcție de compoziția amestecului de formare.

3. În a treia etapă s-a efectuat valorificarea experimentală a influenței combinate a variației coeficientului de conductibilitate termică și a căldurii specifice cu compoziția amestecurilor de formare, păstrând greutatea specifică constantă, ipoteză care reflectă situația reală din turnătoriile mecanizate unde, mașinile de formare, la o funcționare normală, realizează de obicei aceiași valoare a gradului de îndesare, abaterile datorate uzurii instalațiilor sau a intervenției muncitorului situându-se în limite de $\pm 2\%$ neesențiale pentru valoarea coeficientului termodinamic b_2 .

Pentru încercările preconizate s-a lucrat cu un amestec de formare pe bază de bentonită, procentul de liant fiind de 8%, 10%, 12%. Valorile determinate pentru conductivitatea termică au fost :

$$\lambda_{8\%} = 0,60458 \frac{\text{Kcal}}{\text{m.h.}^{\circ}\text{C}} ; \quad \lambda_{10\%} = 0,62542 \frac{\text{Kcal.}}{\text{m.h.}^{\circ}\text{C}} ;$$

$$\lambda_{12\%} = 0,6694 \frac{\text{Kcal}}{\text{m.h.}^{\circ}\text{C}}$$

Pentru căldura specifică s-au făcut determinări pe calorimetrul Berthelot, acestea dovedind variația căldurii specifice cu modificarea procentului de liant.

$$C_{8\%} = 0,223 \frac{\text{Kcal}}{\text{Kg}^{\circ}\text{C}} ; \quad C_{10\%} = 0,201 \frac{\text{Kcal}}{\text{Kg}^{\circ}\text{C}} ;$$

$$C_{12\%} = 0,187 \frac{\text{Kcal}}{\text{Kg}^{\circ}\text{C}}$$

Greutatea specifică a unei epruvete îndesată uniform a fost $\rho_2 = 1,4464 \text{ Kg/dm}^3$.

Verificarea influenței variației constantelor fizice asupra timpului de solidificare, s-a efectuat pentru un oțel carbon cu următoarele caracteristici :

$$\rho_1 = 7500 \text{ Kg/m}^3 ; \quad C_1 = 0,2 \frac{\text{Kcal}}{\text{Kg}^{\circ}\text{C}} ; \quad \Delta_{\text{ter}} = 40^{\circ}\text{C} ;$$

$$\rho_1 = 64 \frac{\text{Kcal}}{\text{Kg}} ; \quad t_1 = 750^{\circ}\text{C} ; \quad t_{1\text{in}} = 1580^{\circ}\text{C} ;$$

$$t_{\text{sol}} = 1460^{\circ}\text{C} ; \quad t_{2\text{in}} = 20^{\circ}\text{C} ; \quad t_{1\text{ic}} = 1500^{\circ}\text{C} ;$$

Din acest material se toarnă o placă cu grosimea $2R_1 = 0,048 \text{ m}$.

Constantele A + B și C din ecuațiile timpilor de solidificare ale lui Veinik, au atunci valorile:

$$A = 2,43683 ; \quad B = 7,70458 ; \quad C = 15,61982 ;$$

Constanta termodinamică b_2 variază cu procentul de liant astfel :

$$b_{8\%} = 13,96 ; \quad b_{10\%} = 13,48 ; \quad b_{12\%} = 13,45$$

Timpii de solidificare calculați cu relațiile (4), (5) și (6) și valorile numerice de mai sus vor fi :

$$8\% \begin{cases} \tau_2 = 109,62 \text{ s} \\ \tau_3 = 1899,57 \text{ s} \\ \tau = 12258,36 \text{ s} \end{cases} \quad 10\% \begin{cases} \tau_2 = 117,64 \text{ s} \\ \tau_3 = 2037,56 \text{ s} \\ \tau = 13137,74 \text{ s} \end{cases} \quad 12\% \begin{cases} \tau_2 = 118,15 \text{ s} \\ \tau_3 = 2046,67 \text{ s} \\ \tau = 13206,42 \text{ s} \end{cases}$$

Rezultatele obținute au fost reprezentate grafic în fig.1 de unde rezultă o variație exponențială a timpilor de solidificare funcție de valoarea constantei termodinamice b_2 .

4. În a patra etapă, trei epruvete cu compoziția 95% nisip de Aghireș și 5% leșie sulfică aceleași cu cele pe care s-a demonstrat constanța valorii λ la păstrarea aceleiași compoziții și a aceluiasi grad de îndesare, s-au vopsit pe ambele fețe cu vopsele diferite efectuându-se, în această nouă stare, noi încercări privind conductibilitatea termică. Rezultatele cuprinse în tab.1 arată că în cazul vopselelor cu grafit sau cu marșalită, schimbul de căldură se înrăutățește simțitor micșorându-se valoarea lui λ ; pentru vopselele cu grafit și oxid de fier se înregistrează o creștere a valorii lui λ , deci o accelerare a procesului de solidificare :

Tab.1

Nr. epruvetei	Compoziția inițială	λ_0	Compoziția vopselei	λ_v
1	95% Aghireș 5% leșie sulfică	0,5060	20% Grafit 5% leșie sulfică	0,4860
2	95% Aghireș 5% leșie sulfică	0,5090	20% Marșalită 5% leșie sulfică	0,4740
3	95% Aghireș 5% leșie sulfică	0,5080	10% Grafit 10% Marșalită 5% Oxid de fier 5% leșie sulfică	0,5140

CONCLUZII:

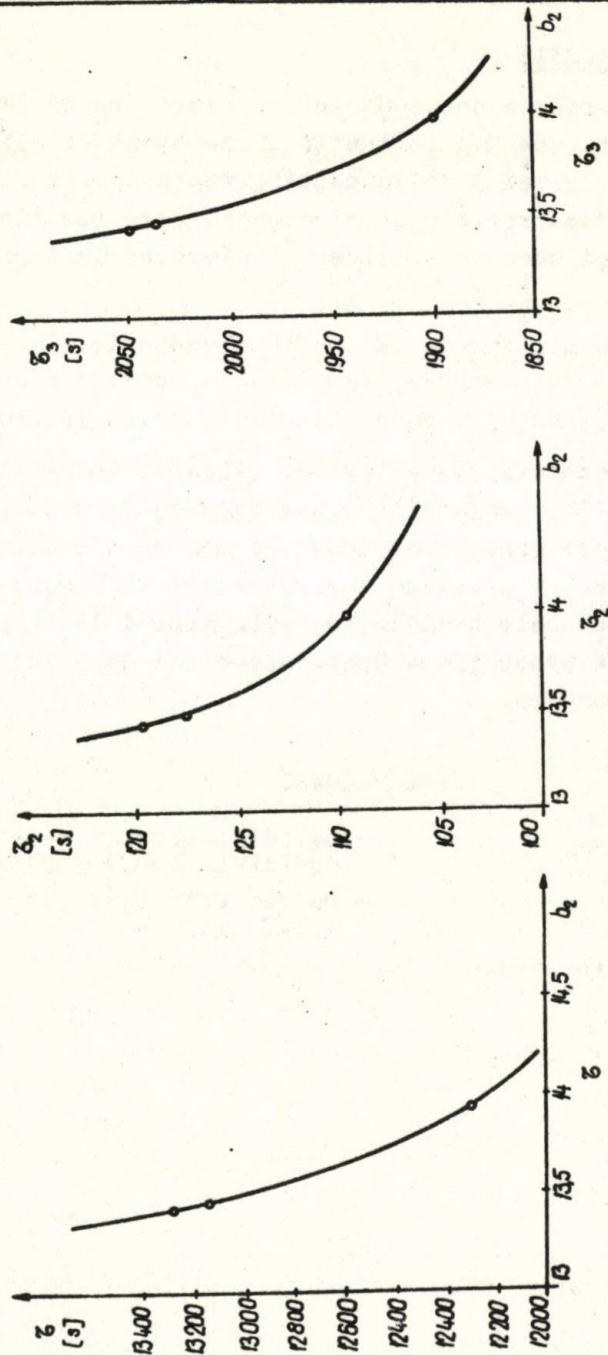
1. Variația conținutului de liant, chiar în limite destul de mici (cca 2%) influențează substanțial căldura specifică și coeficientul de conductibilitate termică. Această variație provoacă modificări corespunzătoare ale timpului de solidificare și deci de menținere a pieselor în formă pînă la dezbatere.

2. La menținerea constantă a compoziției amestecului de formare sau de miezuire, vopsirea suprafețelor formei sau a miezurilor influențează puternic timpul de solidificare.

3. Determinarea valorilor căldurii specifice și a coeficientului de conductibilitate termică în situația unui grad de îndesare considerat constant pentru o anumită mașină de formare, este o problemă importantă și ca urmare ea trebuie prevăzută în probele tehnologice obligatorii la introducerea în procesul de producție a unor rețete noi de amestecuri de formare și miezuire.

BIBLIOGRAFIE

- | | |
|-------------------|---|
| [1]. Gulesev B.B. | - Solidificarea și neomogenitatea oțelului. I.D.T. 1950.- |
| [2]. Veinik I. | - Bazele teoretice ale turnării. I.D.T. 1955.- |
| [3]. Liteinov | Proizvodstvo nr. 8/1953.- |

Fig.1. Variația coeficientului b_2 în funcție de timpul t

VULCU, V., VESTEMEAN, N., SAMOILA, C.

INFLUENȚA COMPOZIȚIEI AMESTECURILOR DE FORMARE ȘI
MIEZUIRE ASUPRA CALDURII SPECIFICE ȘI
A COEFICIENTULUI DE CONDUCTIBILITATE
TERMICA

- Rezumat -

Procesul de solidificare a pieselor turnate este influențat în mare măsură pe lângă alți factori și de proprietățile termice ale materialelor din care este confecționată forma în ansamblu.

Influența acestor proprietăți, precum și unele posibilități de stabilire a timpului de solidificare, cunoscând căldura specifică și coeficientul de conductibilitate termică (determinate pentru amestecul de formare dat) fac obiectul acestei lucrări.

DER EINFLUSS DER ZUSAMMENSETZUNG DER FORM-UND KERNMASSE
AUF DIE SPEZIFISCHE WÄRME UND DEN WÄRMELEITFÄHIGKEITS-
KOEFFIZIENTEN

- Zusammenfassung -

Der Erhärtungsprozess der gegossenen Bestandteile ist im grossen Mass neben anderen Faktoren auch von den termischen Eigenschaften der Stoffe aus welchen die Formen im allgemeinen verfertigt sind.

Der Einfluss dieser Eigenschaften wie auch einige Möglichkeiten der Bestimmung der Erhärtungszeit, wenn man die spezifische Wärme und das Koeffizient der termischen Leitfähigkeit (für die angegebene Formierungsmischung), das Ziel dieser Arbeit machen.

AMELIORAREA CALITATIVA A LIANTILOR ANORGANICI MINERALI
UTILIZATI IN AMESTECURILE DE FORMARE

ing. Alexandru Constantinescu

Lianții anorganici minerali naturali sînt utilizați în turnătorii pentru prepararea diverselor calități de amestecuri de formare folosite pentru confecționarea formelor turnate în stare crudă sau în stare uscată. Dintre acești lianți au o întrebuințare largă argilele și mai ales bentonitele, datorită proprietăților lor tehnologice acceptabile și a prețului de cost redus.

Argilele și bentonitele sînt hidrosilicați de aluminiu ($Al_2O_3 \cdot mSiO_2 \cdot nH_2O$), caracterizați printr-o structură solzoasă cu straturi subțiri ce pot cliva ușor unele față de altele în anumite condiții de presiune și umiditate.

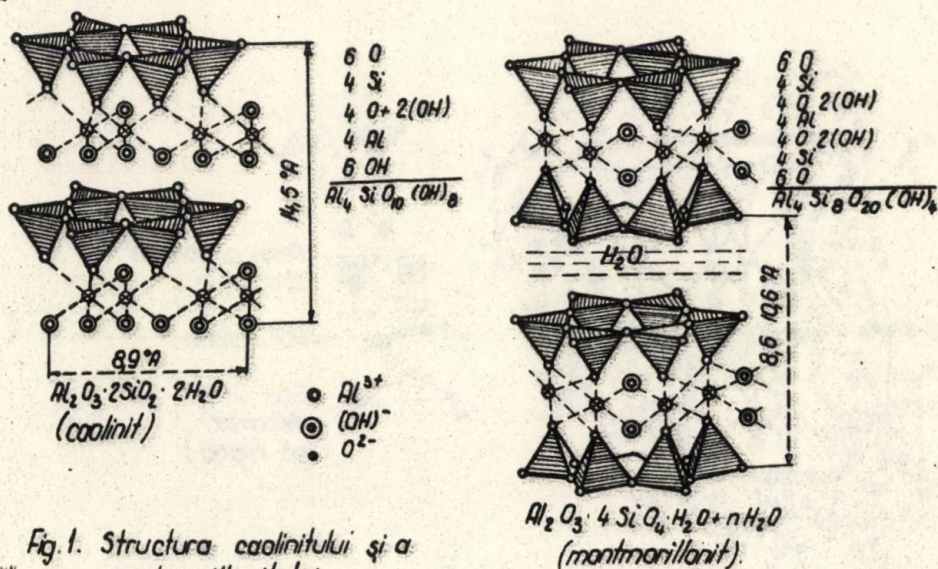


Fig. 1. Structura caolinitului și a montmorillonitului.

Constituentul principal al argilelor pentru turnătorie este caolinitul, iar al bentonitelor este montmorillonitul (fig.1).

Structura, cristalele acestor constituenți este alcătuită din straturi succesive de inele hexagonale formate din tetraedre de silice (SiO_2) și straturi octaedrice formate din $\text{Al}_2\text{O}_3(\text{OH})_4$. Prin adsorbție și absorbție, între aceste straturi duble se pot forma straturi (filme) de apă mai groase sau mai subțiri, ce produc umflarea particulei de liant.

La prepararea amestecului, datorită umezării și presiunii, particulele de liant clivescă, prin deplasarea straturilor solide pe filmele de apă, formând o peliculă fină ce îmbracă granula de nisip, asigurându-se astfel lierea.

Structurile descrise sînt idealizate, deoarece practic, o particulă de argilă sau bentonită reprezintă un fragment mai mare sau mai mic de rețea cristalină. Pe suprafețele rupte, pe muchii sau la vîrfuri, rămîn inerent o serie de valențe negative nesatisfăcute, ce vor conferi particulei un potențial electric negativ, dovedit practic prin electroforeză. În prezența unui lichid polar sau a unui electrolit, particula se transformă într-o micelă, care prin legăturile cu micelulele vecine de liant sau de silice asigură lierea și implicit rezistențele mecanice necesare amestecului de formare.

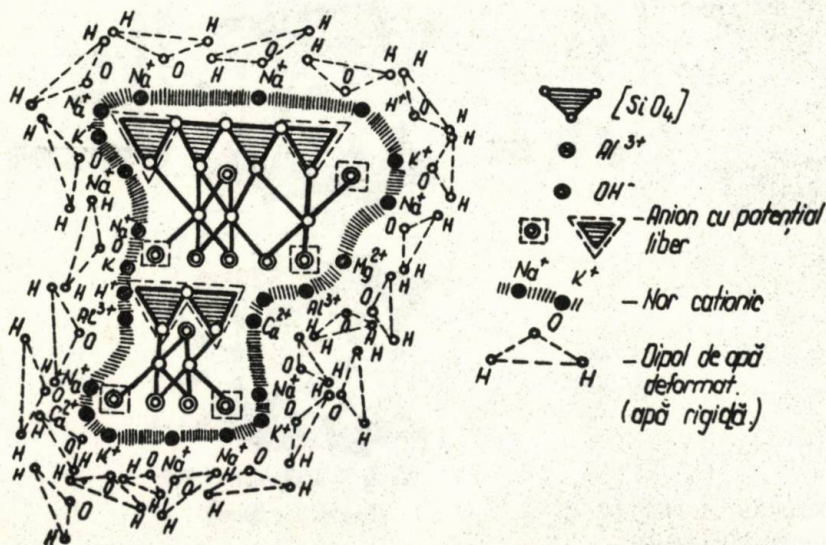


Fig. 2. Macroanionul argilas.

În fig.2 este prezentat un macroanion argilos (micelă) format de un fragment de cristal de montmorillonit în prezența unui electrolit complex.

Cunoscând structura reală și mecanismul lierii în cazul bentonitei de exemplu, se pot indica principalele metode de ameliorare calitativă a lianților anorganici minerali naturali. Principalele metode de ameliorare constau în tratamente chimice, tratamente termice și tratamente fizice.

Tratamente chimice

Macroanionul format de particula de montmorillonit, are posibilitatea prin valențele sale negative, să adsoarbă din electroliti cationi de Na, K, Ca, Fe, Al, ș.a.

Natura cationului adsorbit, determină în general caracterul bentonitei, acestea putând fi sodice, calcice sau sodo-calcice.

Bentonitele sodice sînt caracterizate printr-o capacitate de umflare mai mare (6-7 ori față de caolinit) conferind amestecurilor rezistențe, refractaritate și permeabilități mari.

Bentonitele calcice au o capacitate de umflare mai redusă (2-3 ori față de caolinit) iar amestecurile preparate cu aceste bentonite au rezistențe, refractarități și permeabilități mai reduse.

Deoarece majoritatea bentonitelor existente în natură sînt calcice, se procedează la ameliorarea lor calitativă prin tratament chimic sau „activare”. Folosindu-se capacitatea mare de schimb ionic a bentonitelor, prin activare se înlocuiește cationul de Ca^{2+} cu cationul de Na^+ , întrebunțînd pentru aceasta baze sau unele săruri de sodiu sau potasiu.

Activantul cel mai comod și mai bun s-a dovedit a fi carbonatul de sodiu care produce la unele bentonite creșteri ale rezistențelor la compresiune ale amestecurilor cu 40-80%.

În fig.3 sînt arătate variațiile rezistenței la compresiune funcție de procentul de activant (Na_2CO_3) a amestecurilor preparate cu bentonite de la Orașul Nou (ON), Gura Sada (G.S) și Valea Chioarului (V.C). Valorile maxime ale rezistențelor se obțin la adaosuri de 3-4% activant (Na_2CO_3).

Se pot obține activări și prin tratare cu: hidroxid de sodiu sau potasiu, carbonat de potasiu, tetraborat de sodiu, fosfat trical-

cic ș.a., dar apar inconveniente economice și de protecție a muncii.

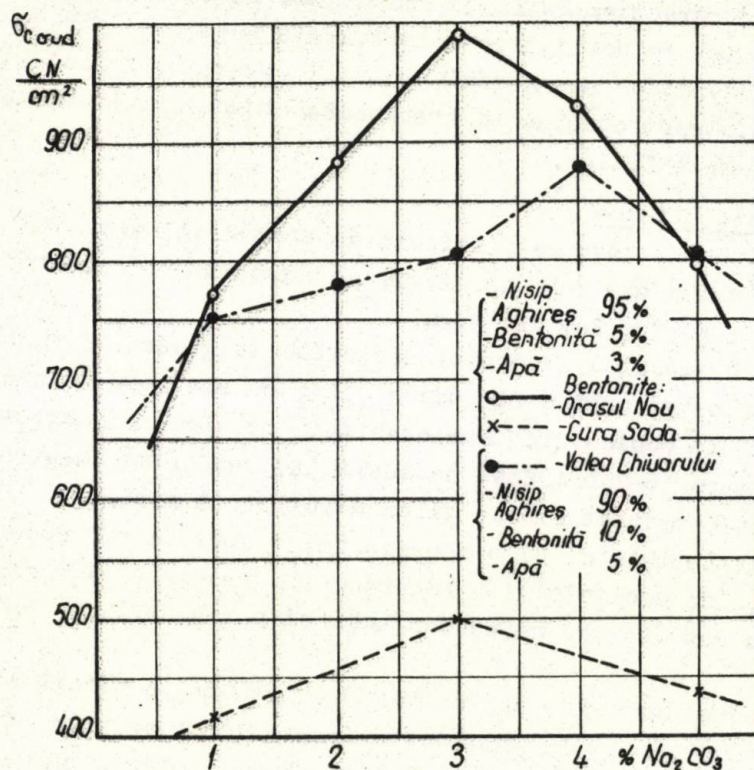


Fig. 3. Influența activării bentonitelor asupra rezistenței la compresune la crud.

Tratamente termice

Prin încălzirea bentonitelor la temperaturi sub 350-400°C timp de 2-4 ore este eliminată mai mult sau mai puțin o parte din apa absorbită între straturile particulei de liant. Totodată datorită transformărilor alotropice din cristal, însoțite de variații de volum și de apariția unor puternice tensiuni interne, se produc în particulă fisuri sau rupturi.

La reumectarea bentonitei ce se produce în timpul preparării amestecului, datorită creșterii puterii de absorbție a apei și creș-

terii sarcinii electrice obținută prin fisurarea sau ruperea particulei, crește puterea de liere, obținându-se creșteri ale rezistențelor mecanice în comparație cu același liant netratat termic.

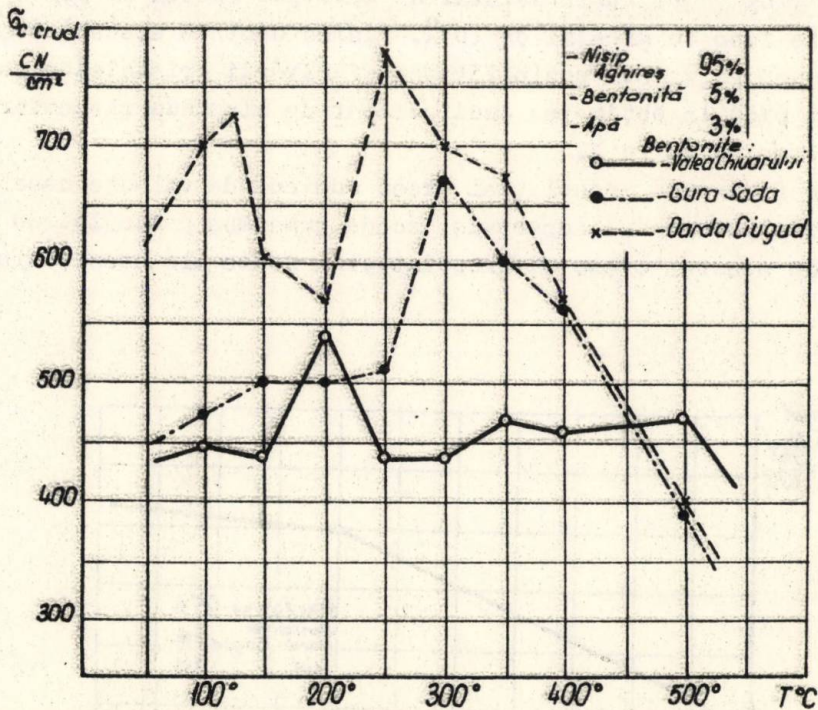


Fig. 4. Influența tratamentului termic al bentonitelor asupra rezistenței la compresie la cald.

Figura 4 oglindește variația rezistențelor la compresie funcție de temperatură, ale amestecurilor preparate cu bentonite de la Valea Chioarului (VC) Gura Sada (GS) și Oarda Ciugud (OC).

Creșterile rezistențelor la compresie sînt de 30-60%.

Se observă de asemenea variațiile diferențiate ale rezistențelor conferite de diverse bentonite, cu maxime ce apar la diverse temperaturi, variații cauzate de structura intimă specifică fiecărui tip de bentonită.

Metoda tratării termice a bentonitelor este încă insuficient

studiată și explicată, fiind necesare experimentări și studii amănunțite.

Tratamente fizice

Între particulele de bentonită uscată s-a constatat experimental că pe lângă agregatele cristaline mari pot exista și plăci izolate foarte fine cu grosimi de $10 \text{ \AA}$. Ținând cont de această observație se deduce că există posibilitatea sfărâmării cristalelor de montmorillonit până la obținerea unui silicat de aluminiu elementar cu grosimea lamelor de $10 \text{ \AA}$.

Prin finisarea granulației cresc numărul de valențe nesatisfăcute, crește puterea de adsorbție, scade grosimea peliculei de liant și odată cu acestea cresc și proprietățile utile ale amestecului preparat.

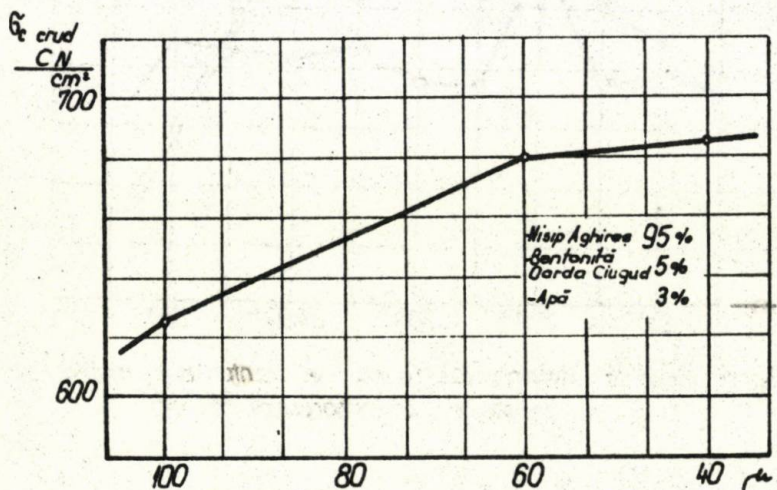


Fig. 5. Influența granulației bentonitei D.C. asupra rezistenței la compresie la crud.

Asupra acestei metode, părerile și experimentările diversilor cercetători sînt contradictorii și insuficiente.

La o analiză sumară a influenței granulației bentonitei de la Oarda Ciugud asupra rezistenței la compresie (fig.5) se observă o ușoară creștere a acesteia (10%) odată cu scăderea granulației.

Se presupune că utilizarea combinată a două sau a celor trei metode, va duce la o creștere însemnată a proprietăților amestecurilor. În acest domeniu cercetările și datele sînt puține, neacoperind toate variantele posibile.

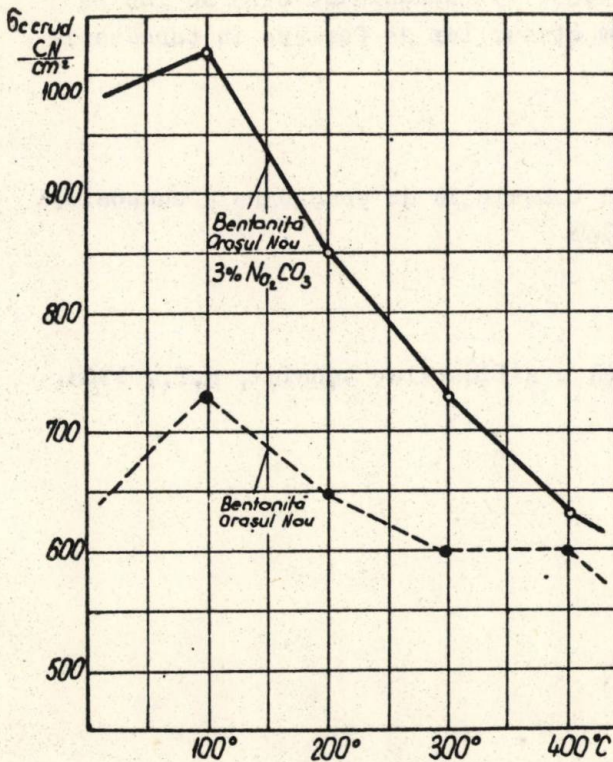


Fig. 6. Influența tratamentului termic și al activării bentonitei asupra rezistenței la compresiune la crud.

În fig.6 se arată influența combinată a activării (tratament chimic) și a tratamentului termic asupra rezistenței la compresiune a unui amestec preparat cu o bentonită de la Orașul Nou. Creșterile de rezistență se cifrează la 60-70% față de amestecul preparat cu bentonită netratată.

Se poate considera că utilizând aceste metode de ameliorare calitativă a bentonitelor se pot obține sporuri importante ale proprietăților amestecurilor de formare.

Metodele descrise sînt aplicabile în general tuturor argilelor și bentonitelor, iar unele din metode se pot extinde și asupra altor lianți.

BIBLIOGRAFIE

- [1] Cibianu, S. - Folosirea bentonitelor românești pentru formarea la presiuni înalte. Metode de inobilare și control, Rev. Metalurgia, 1967.
- [2] Cohn, E., Sofroni, L. - Procese fizico-chimice care au loc la prepararea și utilizarea amestecurilor de formare în turnătorii CNIT-MICM-1970.
- [3] F. Rool - Die Formstoffe.
- [4] ICEMIN- Stabilirea fluxului tehnologic de preparare a bentonitei de la Valea Chioarului - 1967
Oarda Ciugud - 1967
Gura Sada - 1967.
- [5] Solacolu, S. - Chimia fizică a silicaților tehnici, E.T., 1968.

A.CONSTANTINESCU

AMELIORAREA CALITATIVA A LIANTILOR ANORGANICI MINERALI
UTILIZATI IN AMESTECURILE DE FORMARE.

R e z u m a t

In lucrare sînt indicate metodele principale de ameliorare calitativă a lianților anorganici minerali, cu exemplificări asupra unor bentonite românești. Ameliorări calitative s-au obținut prin tratamente chimice (activare), tratamente termice și tratamente fizice. Se explică sumar fenomenele ce se produc la fiecare din aceste tratamente.

DIE QUALITATIVE VERBESSERUNG VON ANORGANISCHEN MINERALISCHEN
BINDEMITELEN DIE FÜR FORMMASSE VERWENDET WERDEN.

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit werden die wichtigsten Methoden der qualitativen Verbesserung von anorganischen mineralischen Bindemitteln, im besonderen des rumänischen Bentonits, dargestellt. Qualitative Verbesserung wurde durch chemische (Aktivierung), thermische, so wie physikalische Behandlung erzielt. Es werden im Grossen die Erscheinungen beschrieben, die bei diesen Behandlungen auftreten.

1890. 10. 10.

THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.

1890. 10. 10.

1890. 10. 10.

THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.

1

1890. 10. 10.

THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.

THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.
 THE LANCET, LONDON, SATURDAY, OCTOBER 10, 1890.

1890. 10. 10.

CONSIDERATIUNI PRIVIND REALIZAREA FORMELOR METALO-
CERAMICE

Ing. Costescu Doina

Şef lucrări la Universitatea din Braşov

Formele permanente metalice, se execută de regulă pentru se rimari prin aşchiere, din semifabricate forjate, laminate. Aceste forme au conductibilitate termică mare şi permit obţinerea unor piese cu structură fină şi cu proprietăţi mecanice ridicate. În cazul când în aceste forme se toarnă fontă, aceasta cristalizează după sistemul metastabil, mai ales în porţiunile mai subţiri ale pieselor - ceea ce constituie un serios inconvenient. O altă limitare în calea extinderii turnării în forme metalice, o constituie lipsa permeabilităţii acestor materiale compacte, necesitând o tehnică de alimentare corespunzătoare.

Pentru a evita acest aspect nedorit, s-au făcut încercări de realizare a unor forme permeabile având la bază materiale granulare. S-a constatat că proprietăţile termice ale acestor forme se situează între cele ale formelor minerale şi metalice.

În ultimii ani au apărut publicaţii referitoare la încercările de realizare a formelor metalo-ceramice dar nu se cunosc cazuri de extindere a acestor procedee pe scară industrială, astfel încît domeniul rămîne deschis adîncirii investigaţiilor şi extinderii gamei de aplicaţii.

- Forme permeabile pe bază ceramică.

Cele mai cunoscute sînt formele permeabile realizate pe bază de șamotă [1] , [2] . Liantul recomandat pentru acest material este silicatul de etil [3] , [4].

- Forme permeabile pe bază de grafit.

S-a demonstrat că aceste forme rezistă la temperaturi mari [5] , au coeficient de dilatare mic, rezistență la șoc termic, conductibilitate termică relativ mare, umectibilitate mică la metal, stabilitate chimică, prelucrabilitate bună. Ca dezavantaj al acestui material remarcăm rezistența mecanică mică și sensibilitatea grafitului la oxidare la temperaturi ridicate.

Formele de grafit se pot realiza din blocuri prin prelucrare, atunci cînd este vorba de semifabricate mari, de forme simple. De asemeni se pot realiza și forme combinate la care avem o manta metalică și elemente mobile de grafit, sau din granule de grafit și liantul de silicat de sodiu.

Mulți autori și lucrări tratează problema tratării suprafeței formei de grafit cu silicat de etil [6], [7], [8], urmată de încălzirea la 250°C, temperatură la care se separă acidul silicic foarte fin în porii formei ; această operație se repetă de mai multe ori și forma se impregnează în acest fel, devenind insensibilă la oxidări și capabilă să redea contururi mai exacte.

- Forme permanente pe bază de carburi.

Formele se realizează din carbură de siliciu, (material înalt termorezistent) granulară, bentonită și Na_2CO_3 în soluție. Această masă plastică se prelucrează prin procedeele obișnuite după care se face o calcinare la 900°C. Reacția dintre granulele termorezistente și bentonită se ușurează prin prezența Na_2CO_3

ca mijloc de umectare.

S-au făcut deasemeni încercări [9] în care se utilizează carburi metalice fine, silicat de sodiu și bentonită din care se realizează forme ce se usucă și apoi se sinterizează.

- Forme metalice din cermeti.

Pentru realizarea acestor forme [10], se utilizează amestecuri sinterizate din materiale metalice și nemetalice după două principii :

- scheletul nemetalic se îmbibă cu metalul și proprietățile suportului sînt primordiale ;

- materialul nemetalic e legat printr-un metal, pregnant fiind proprietățile metalului.

- Forme permanente din pulberi metalice.

Cu ajutorul materialelor metalice pulverulente presate și sinterizate, se realizează forme cu proprietăți intermediare între formele pe bază de nisip și formele metalice.

Porozitatea acestor forme crează permeabilitate ridicată a formei.

Cîmpul termic al formei și deci și condițiile de răcire depind de densitatea formei, proprietate ce poate fi modificată ; în acest fel se poate influența structura piesei în diverse zone ale ei.

Formele se realizează prin procedee specifice metalurgiei pulberilor [11], necesitînd presiuni mari de 500-1000 daN/cm². Aceasta duce la limitarea mărimii formelor ce se pot realiza. Amestecul ce se presează se compune din pulbere de fier, rășini sintetice, bauxită și FeO (material exoterm). Ca adausuri se pot folosi grafitul, colofoniul, stearina, ca materiale ce ușurează presarea, creînd o alunecare. Deoarece frecarea frînează așezarea particulelor într-un aranjament spațial compact, se

recomandă ca măsură suplimentară vibrarea. Uneori se poate folosi numai vibrarea, când pulberea este în suspensie în lichid și se adaugă materiale plastifiante pentru mărirea fluidității și asigurarea legăturii formei după uscare. În acest caz, pentru a evita formarea aglomerărilor, trebuie folosite forme din materiale absorbante, care vor sustrage din suspensia metalului, fluidul, pentru a obține un corp uscat din pulbere metalică. Pentru aceasta se recomandă gipsul, material ieftin rezultând un procedeu economic și pentru serii mai mici.

Deci în cazul folosirii pulberilor metalice, se disting trei procedee de îndesare a pulberii înainte de sinterizare :

- pulberile metalice se îndeasă la presiuni de $(1-10) \cdot 10^3 \text{ daN/cm}^2$;
- pulberile metalice se îndeasă sub influența vibrațiilor
- pulberile metalice formează o suspensie în lichid, ce se toarnă într-o formă poroasă ce absoarbe lichidul.

Proprietățile termice ale materialelor metalo-ceramice prezintă un interes deosebit. Aceste proprietăți sînt : căldura specifică C , conductibilitatea termică λ , conductivitatea termică $a = \frac{\lambda}{C \cdot \gamma}$ și difuzivitatea termică $b = \sqrt{\lambda \cdot C \cdot \gamma}$.

Aceste mărimi sînt dependente de anumiți parametri : căldura specifică este influențată de temperatură, densitatea de mărimea granulelor și de sinterizare, conductibilitatea de densitate.

În fig.1 se prezintă dependența conductibilității termice de densitate și temperatură.

În fig.2, se evidențiază și mai clar dependența conductibilității de densitate.

Fig. 3 prezintă compararea valorilor lui λ pentru diverse materiale.

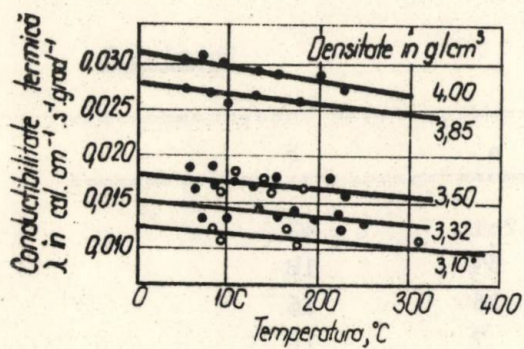


Fig. 1.

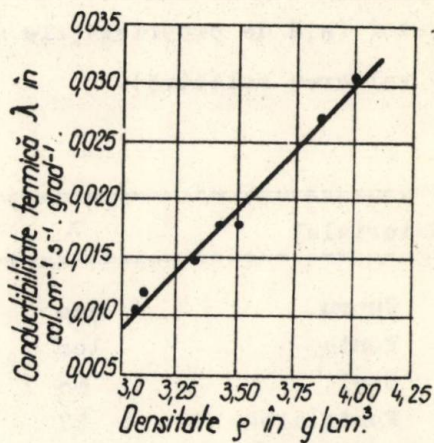


Fig. 2

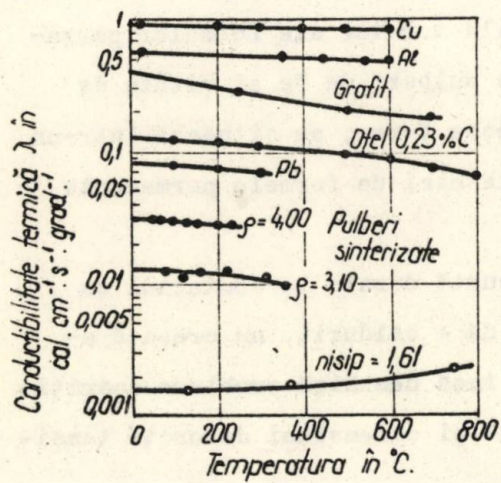


Fig. 3.

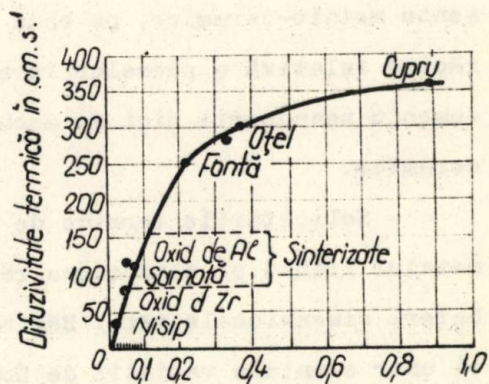


Fig. 4.

În fig. 4 se redă influența lui b asupra vitezei de răcire.

În tabelul 1 se dau proprietățile termice ale materialelor față de proprietățile amestecurilor de formare din nisip (valoarea relativă).

Tabelul 1

Materialul	λ	a	b
Cupru	600	201	42
Fonta	100	33	18
Oțel	80	26	16
Fonta albă	27	7	10
Forme metalo-ceramice	8-21	4-83	3-6
Samotă	5	3	3
Oxid de Al	5	2	4
Nisip	1	1	1

Se constată că proprietățile termice ale formelor permanente metalo-ceramice, pe bază de pulberi de Fe și viteza de răcire relativă a pieselor în aceste forme, se situează într-un domeniu neacoperit nici de cochile nici de formele permanente ceramice.

Solicitările termice de scurtă durată la contactul cu metalul lichid și conducerea rapidă a căldurii, nu creează abateri dimensionale mari. Rămâne însă deschisă problema apariției unor eventuale variații de formă și dimensiuni datorită tensiunilor din formă.

Din rezultatele acestei cercetări, rezultă că se pot executa corpuri sinterizate pe bază de pulbere de Fe. Formele se pot obține fără o îndesare mecanică substanțială și se sepa-

ră de pe model la temperatura ambiantă. Prin încălzirea în condiții reducătoare, rămân stabile și se întăresc în timpul încălzirii la 1100°C în timp relativ scurt (ore) sub formă de corpuri sinterizate.

Conductibilitatea crește cu densitatea materialului. În ceea ce privește coeficientul de conductibilitate termică, aceasta completează cîmpul dintre λ forme metalice și λ forme de nisip. Pentru a nu avea un gradient de densitate în formă, pentru îndesare, se recomandă procedeele de simplă umplere, suf-lare, împușcare, aruncare.

Forme metalo-ceramice cu samotă.

Aceste forme se realizează [12] din span obișnuit de fontă, amestecat pînă la obținerea unei paste dense, cu sticlă solubilă de modul 2,3-2,6 și densitate 1,48-1,52 și argilă refractară în proporție de 1:1,3. Șpanul se cerne pe sita cu ochiuri de 2 x 2 mm. Formarea are loc după tehnologia obișnuită. Pentru evitarea lipirii șpanului de model, acesta se unge și se acoperă cu foiță de țigară unsă. Se recomandă o îndesare mai accentuată ca la amestecul obișnuit de nisip. Pentru o mai bună evacuare a gazelor se dau mai multe canale de aerisire cu ϕ 1,5-2 mm. Formele se usucă 48 ore la $350-400^{\circ}\text{C}$ și se răcesc cu cuptorul pînă la 200°C și apoi se acoperă imediat cu pastă de grafit în soluție apoasă cu argilă refractară.

Formele realizate prin acest procedeu au rezistat la turnări consecutive.

Formele semipermanente din span de fontă-praf de samotă, prezintă următoarele avantaje față de formele de nisip : calitate ridicată a fontei, fără semne de înălbire. În ciuda durității

ții ridicate, piesele se prelucrează ușor, aşchia avînd formă de spirală scurtă. Suflurile și alte defecte caracteristice pieselor turnate din fontă, nu apar. Principalul avantaj îl constituie permeabilitatea ridicată la gaze, precizia și lipsa înălbirii.

Forme din granule metalice și nisip.

Pornind de la premisele enunțate asupra formelor metalo-ceramice și concluziile ce s-au obținut asupra lor pînă în momentul de față, ne-am propus să realizăm forme metalo-ceramice din materiale granulare metalice învelite în rășini sintetice.

Materialul de la care s-a pornit este spanul de fontă măcinat și cernut. S-au reținut fracțiunile de pe sitele de 0,3 ; 0,2 și 0,1 mm. Au urmat apoi încercările de peliculizare a acestor pulberi. Peliculizarea s-a realizat cu novolac, într-un amestecător cu role ; drept catalizator s-a folosit urotropina și pentru a evita aglomerarea pulberii, stearatul de calciu.

Compoziția amestecului a fost :

- 4% novolac ;
- 0,5 % urotropină ;
- 0,2 % stearat de Ca ;
- 95,3 % span

Pentru a permite peliculizarea granulelor metalice, spanul s-a umezit cu alcool.

Din acest amestec s-au realizat epruvete pentru determinarea permeabilității care a fost de 380 UAP - foarte ridicată, precum și forma care au fost apoi uscate la 150°C timp de 1 oră.

Rezistența la compresiune în stare uscată a fost $> 50 \text{ daN/cm}^2$.

Forma s-a modelat destul de bine, redînd cu exactitate

contururile modelului. Extragerea modelului de lemn sau metalic s-a făcut cu mare ușurință, fără să ceară nici un adaos. Operația de îndesare trebuie să se facă însă rapid, deoarece amestecul își păstrează proprietățile plastice un timp foarte scurt, pînă la evaporarea alcoolului.

Un alt amestec s-a realizat folosind 50 % span peliculizat prin procedeul amintit și 50 % nisip peliculizat. Din acest amestec s-au realizat epruvete a căror permeabilitate a fost comparabilă cu cea obținută anterior. Deasemeni s-au confecționat forme din amestec în stare crudă care s-au uscat apoi în aceleași condițiuni. Rezistența la compresiune în stare uscată a fost $> 50 \text{ daN/cm}^2$.

Alte încercări au urmărit realizarea din acest amestec a unor forme coji, după procedeul obișnuit. Coaja obținută s-a desprins ușor de pe placa încălzită la 200°C , iar contururile modelului au fost redată cu precizie.

După ce s-au creat premisele că se pot obține forme în diverse variante avînd la bază acest principiu, se poate trece în următoarea etapă la turnarea diferitelor aliaje și la studiul cîmpului termic al sistemului formă-piesă, la determinarea proprietăților termice ale acestui material și în final, ale proprietăților pieselor turnate.

Din încercările făcute, în concluzie se poate preciza că pe baza acestui principiu se pot realiza forme în care să se toarne piese la care se cer proprietăți mecanice superioare. Deasemeni amestecul realizat din span și nisip peliculizat, va putea servi ca amestec de model, pentru anumite porțiuni ale formei, la care se cer condiții de transmitere rapidă a căldurii.

B I B L I O G R A F I E

- [1]. Kühne H. : Giesserei Technik 5 (1959) pag.282
- [2]. Bohne A. : Giesserei Technik 5 (1959) pag.278
- [3]. Giesserei Praxis 1952 nr.19,pag.378-379
- [4]. Büchen W. : Giesserei 40(1953) nr.9 pag.242
- [5]. Fraser D. : Foundry Trade Journal 108 (1960)
pag. 131 - 134.
- [6]. Foundry Trade Journal, 112 (1962) pag.127-134
și 197 - 203.
- [7]. Liteinoe Proizvodstvo 1 (1961) nr.12 pag.80
- [8]. Liteinoe Proizvodstvo 2 (1962) nr.6 pag.44-45
- [9]. Sakwa W.,Lesniak Ch. : Giesserei Praxis (1965)
nr.8 pag.157.
- [10]. Brit.Patent 954.561 din BCIRA J. 12 (1964)
nr.7 pag. 528
- [11]. USA - Patent 3. 228.074 - Foundry 94 (1966)
nr.5 pag.345.
- [12]. Iancenko G.G. : Liteinoe Proizvodstvo (1965)
nr.9 pag.34.

COSTESCU D.

CONSIDERATIUNI PRIVIND REALIZAREA FORMELOR

MINERALO-CERAMICE

Rezumat

În comunicare se face o prezentare a stadiului actual pe plan mondial, privind realizarea amestecurilor mineralo-ceramice și rezultatele obținute în această direcție. De asemeni lucrarea cuprinde referiri despre încercările originale ale autorului, precum și asupra condițiilor de lucru privind utilizarea unor astfel de amestecuri.

COSTESCU D.

CONSIDÉRATIONS SUR LA RÉALISATION DES MOULES EN

MATIÈRES MINERALO-CÉRAMIQUES

Resumée

Dans l'étude on présente le stade actuel sur plan mondial, en ce qui concerne la réalisation des sables de moulage mineralo-céramiques et les résultats obtenus. L'ouvrage présente aussi les essais de l'auteur et les conditions de travail dans telles circonstances.



CONSIDERATII PRIVIND COMPORTAREA LA DEFORMARE LA CALD SI SEMICALD A OTELURILOR DE RULMENTI

Dr.ing.I.Drăgan, profesor la Institutul Politehnic Cluj

Ing.T.Canta, șef lucrări la Institutul Politehnic Cluj

Ing.N.Boér ,cercetător la Institutul Politehnic Cluj

1. Introducere

Legat de comportarea la deformare la cald a oțelurilor de rulmenți singurul aspect cuprins în STAS este domeniul de temperatură în care aceste oțeluri se pot deforma. Nu există nici o dată publicată referitoare la caracteristicile de deformare la semicald ale oțelurilor de rulmenți elaborate în țară. Ori pe plan mondial există tendința trecerii în tot mai mare măsură la tehnologia matrișării la semicald a multor piese. Deaceia cunoașterea comportării la deformare a acestor oțeluri și la semicald, în comparație cu deformarea la cald ar fi de un real folos.

În lucrarea de față ne propunem să analizăm variația deforma-

bilității și a rezistenței la deformare cu temperatura și viteza de deformare, precum și duritatea epruvetelor încălzite și deformate la diferite temperaturi, care să acopere atât deformarea la cald, cât și la semicald (între 500 și 1200°C).

2. Condiții de lucru

Dată fiind diferența redusă între RUL 1 și RUL 2 în privința compoziției chimice, și aceasta nu la principalele elemente care determină caracteristicile de deformare la cald, precum și interesul mai mare care se acordă mărării RUL 1, în vederea studiului s-a luat în discuție doar acest oțel, în mai multe șarje, conform tabelului 1.

Tabelul 1

Nr. crt.	Compoziția chimică, %								Semi- fabricat
	C	Mn	Si	Cr	S	P	Ni	Cu	
I	0,96	0,28	0,28	1,41	0,008	0,018	0,10	0,14	Ø 21 R
II	1,02	0,31	0,28	1,44	0,015	0,017	0,04	0,15	Ø 21 R
III	1,00	0,30	0,25	1,40	0,018	0,025	0,20	0,20	Ø 18 R
IV	1,04	0,27	0,26	1,33	0,007	0,021	0,12	0,13	Ø 18 L/R

R=recopt, L=laminat

Pentru determinarea caracteristicilor de deformare la cald și semicald s-a utilizat metoda răsucirii. S-a utilizat această metodă întrucât permite obținerea unor deformări mari în comparație cu alte metode de încercare, fiind adecvată și încercărilor la semicald.

Epruvetele confecționate au fost de forma și dimensiunile din fig. 1 .

Încălzirea epruvetelor s-a făcut prin inducție pentru temperaturi mai mari (800...1200°C), respectiv într-un cuptor electric tu-

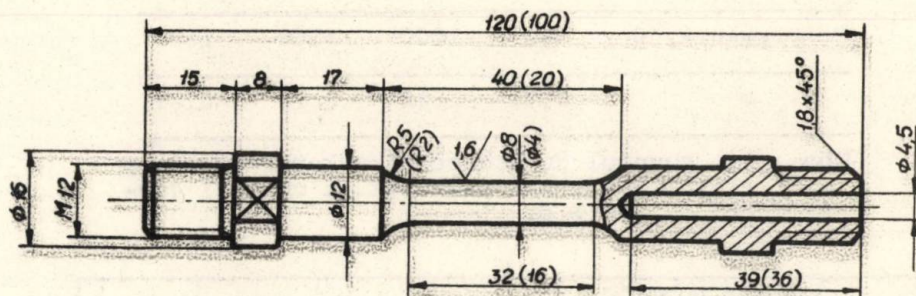


Fig. 1

bular cu rezistență pentru temperaturile corespunzătoare domeniului de semicald (500...800°C). Încălzirea a fost menținută pe toată durata deformării. Durata totală de încălzire a fost de cca 3...4 min la încălzire prin inducție și cca 10...15 min la încălzire în cuptor cu rezistență.

Încercările au fost făcute pe o instalație de răsucire descrisă în lucrarea [1].

3. Măsurarea rezistenței la deformare

Efortul tangențial maxim $\tau_{\max}$ s-a calculat din momentul maxim de răsucire $M_{\max}$ înregistrat la începutul încercării, folosindu-se relația :

$$\tau_{\max} = \frac{(3 + m) M_{\max}}{2 \pi R^3} \quad (1)$$

în care : m este coeficientul care exprimă sensibilitatea rezistenței la deformare față de viteza de deformare având valorile din tabelul 2, [2] ;

R - raza porțiunii deformabile a epruvetei.

Variația rezistenței la deformare în funcție de temperatură

este prezentată în fig. 2 .

Tabelul 2

Temperatura, °C	900	1000	1100	1200
m	0,11	0,12	0,14	0,21

Obs.: Din punctul de vedere al valorilor lui m
oțelul RUL 1 s-a asimilat cu un oțel car-
bon cu 1,2 % C.

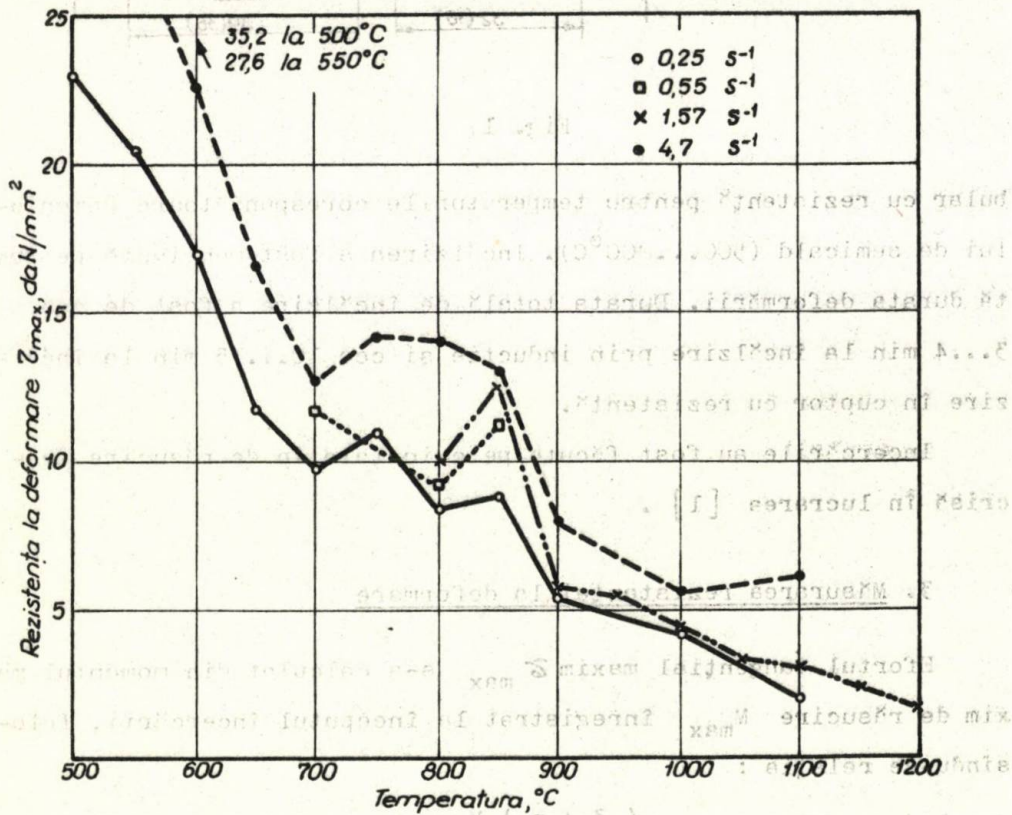


Fig. 2.

4. Măsurarea deformabilității

Aprecierea deformabilității s-a făcut prin numărul de răsuciri pînă la rupere. Pe grafic s-a luat în considerație tempera-

tura medie măsurată la marginea porțiunii deformabile a epruvei. Variația deformabilității este prezentată în fig. 3. S-au exprimat valorile medii în urma împrăștierei valorilor măsurate.

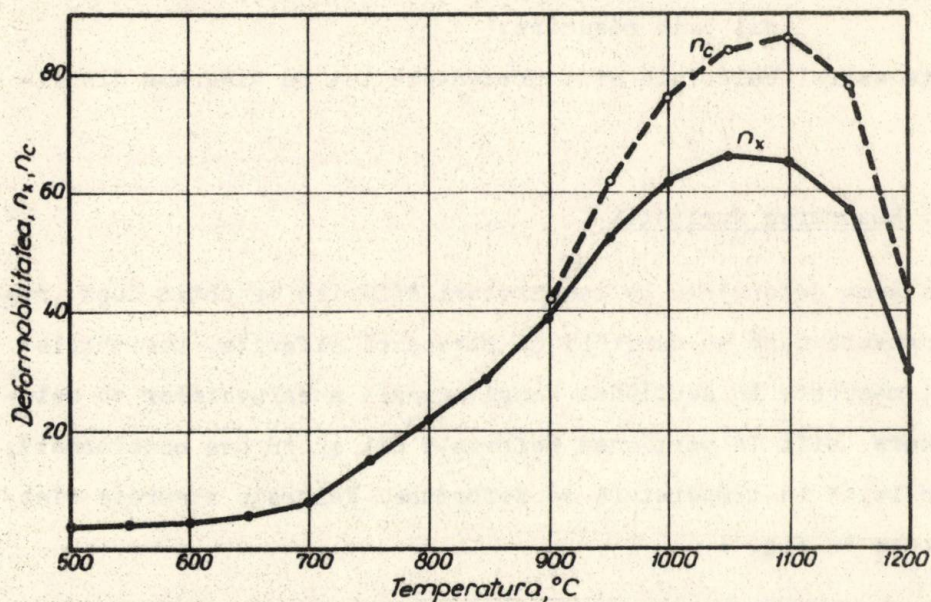


Fig. 3

În cursul încercărilor de răsucire la cald cu menținerea fixă a lungimii epruvetelor au apărut și eforturi axiale de tracțiune, cu valori maxime până la 1 daN/mm², care influențează deformabilitatea.

Numărul de răsuciri corectat n_c care ține seama și de influența forțelor axiale se exprimă [3] cu relația :

$$n_c = n_x \left(1 + C_x \frac{\sigma}{\sigma_c} \right) \quad (2)$$

în care : n_x este numărul de răsuciri înregistrat până la ruperea epruvetei ;

C_x - coeficient de proporționalitate, $C_x = 2,5$;

σ - efortul axial mediu apărut în epruvetă în timpul deformării prin răsucire ;

τ - efortul tangențial mediu apărut în timpul deformării prin răsucire.

Valorile astfel calculate sînt prezentate tot pe diagrame din figura 3 .

5. Măsurarea durității

În urma deformării la temperaturi diferite se obțin după răcire epruvete care au durități și structuri diferite. Duritățile au fost măsurate în secțiunea longitudinală a epruvetelor cu metoda Vickers, atât în porțiunea deformată cît și în cea nedeformată, dar încălzită la temperatura de deformare. Valorile măsurate sînt prezentate în fig. 4 .

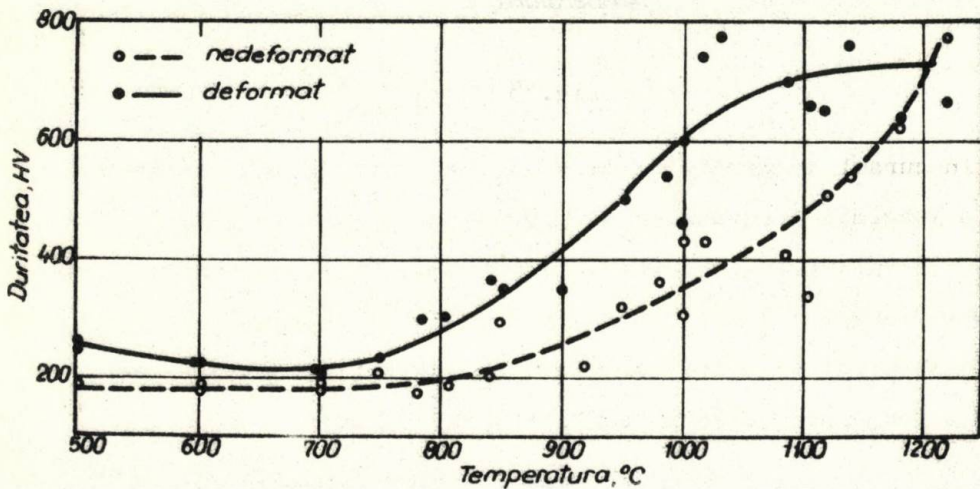


Fig. 4

6. Concluzii

a, Rezistența la deformare crește cu scăderea temperaturii, mai lent între 1200 și 900°C și mai brusc sub 700°C. Intre 800 și 700°C există un palier destul de pronunțat, fapt pentru care se apreciază că acest domeniu de temperatură ar putea fi folosit pentru deformare din punctul de vedere al rezistenței oțelului.

b, Deformabilitatea maximă este între 1000 și 1100°C, peste aceasta din urmă limită ea scade destul de accentuat, astfel că la cca 1200°C sî devin nesatisfăcătoare pentru deformare la cald. La aceste temperaturi apare fenomenul de deschidere a incluziunilor, formîndu-se microfisuri (fig. 5).



Fig. 5

Intre 1000 și 900°C deformabilitatea este încă suficient de mare, sub 900°C ea scade brusc pînă la 700...800°C. Intre 800 și 500°C deformabilitatea este mică în comparație cu cea maximă la 1000...1100°C, fără variații importante ale valorilor înregistrate în acest domeniu. Totuși în domeniul 900...700°C materialul permite un grad de deformare suficient de mare pentru a se putea deforma prin refulare (permite obținerea gradelor de refulare de pînă la 65 %).

c, Deformabilitatea corectată între 900...1200°C, redusă la o schemă de răsucire pură, indică valori mai mari cu cca 10...30 %.

În domeniul semicald valoarea forțelor axiale este mică, influența lor asupra deformabilității corectate fiind neglijabilă.

d, Duritățile epruvetelor deformate și răcite cresc cu temperatura la care s-a făcut încercarea. Valorile măsurate pe zonele deformate se situează deasupra celor măsurate pe zonele nedeformate. Fenomenul poate fi explicat prin influența deformării asupra transformărilor structurale la răcirea probelor, cantitatea constituenților structurali de călire crescând cu creșterea temperaturii de deformare.

e, La producția de rulmenți s-ar putea folosi pentru deformare domeniul de temperatură 900...700°C, care asigură rezistență relativ mică și o deformabilitate suficient de ridicată pentru obținerea unor semifabricate de o complexitate mică și medie.

B I B L I O G R A F I E

- [1] . Drăgan, I. Contribuții la studiul deformabilității la cald a metalelor și aliajelor prin metoda torsiunii. Dizertație, Institutul Politehnic Cluj, 1965.
- [2] . Rossard, C. Contribution à l'étude de la déformation plastique à chaud des aciers. Ed. Metaux, St-Germain-en-Laye, 1960.
- [3] . Drăgan, I. Contribuții la măsurarea deformabilității la cald a metalelor și aliajelor prin metoda torsiunii. Metalurgia, 20 (1968), nr.5.

DRAGAN I, CANTA T, BOER N.

CONSIDERATII PRIVIND COMPORTAREA LA DEFORMARE LA CALD SI
SEMICALD A OTELURILOR DE RULMENTI.

R e z u m a t

Lucrarea prezintă rezultatele încercărilor prin răsucire pentru determinarea rezistenței la deformare și a deformabilității oțelului RUL 1. Încercările efectuate între 500 și 1200°C indică posibilitatea utilizării intervalului de 700...900°C pentru deformare la semicald. Se prezintă de asemenea variația durității probelor răcite.

FESTSTELLUNGEN BEZUGLICH DES VERHALTENS VON KUGELLAGERSTAHLN
BEI WARM UND HALBWARMVERFORMUNG.

Zusammenfassung

In der Arbeit werden die Ergebnisse dargestellt, die bei Verdrehungsversuchen für Feststellung der Verformungsfestigkeit und der Verformbarkeit des Stahles RUL 1, erhalten wurden. Die im Temperaturbereich von 500-1200°C ausgeführten Versuche, zeigen die Möglichkeit der Anwendung des Intervalls von 700-900°C für die Halbwarmverformung. Es werden auch die erhaltenen Härten angeführt.



STRATUL FLUIDIZAT, MEDIU DE TRATAMENT

TERMIC

Sef lucr.ing. Fiterău Victoria

Prin fluidizare se înțelege fenomenul prin care o masă de pulbere, conținută într-un vas, poate fi adusă într-o stare foarte asemănătoare cu a unui lichid, prin circulară prin el de jos în sus a unui fluid (gaz sau lichid) [1].

Amestecul solid-fluid capătă caracteristicile unui lichid adevărat : vîscozitate mică, mobilitate, menținere în poziție orizontală, principiul vaselor comunicante, presiune hidrostatică și forță ascensională. În această stare sistemul primește și proprietați tehnologice noi ca fluiditate, iar în stare de fluidizare turbulentă, bun conducător de căldură.

Datorită caracteristicilor sale deosebite fluidizarea este folosită în diferite ramuri ale industriei chimice, în metalurgie, în turnătorii, la tratamente termice, etc.

Materialul solid întrebuințat poate fi nisip, silicagel, carbură de calciu, ferosiliciu, hematită, carborund, alice de sticlă, sau în general orice solid granular, agentul fluidizat poate fi aerul, bioxidul de carbon, heliul, etanul sau orice gaz,

Pentru obținerea unui astfel de strat avem nevoie de o aparatură foarte simplă ce se prezintă în figura 1 și care con-

stă dintr-un recipient deschis la partea superioară, avînd la partea inferioară o placă perforată (sită), pe care se sprijină o masă de pulbere. De sub sită se trimite în sus un curent de gaz (aer).

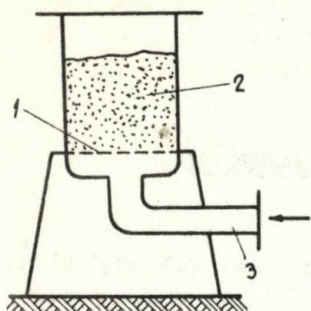


Fig. 1. Schema recipientului cu strat fluidizat: 1-placă de distribuție; 2-strat fluidizat; 3-conductă de însoflarea gazului.

Caracterul schimbării stratului fluidizat în funcție de viteza gazului este prezentat în figura 2.

Se constată că [1], [2], la viteze mici de trecere ale fluidului în recipient nu are loc nici un fenomen vizibil. Gazul se strecoară printre grăunții de solid fără să miște particulele (fig. 2.a)

Mărind viteza gazului, frecarea lui

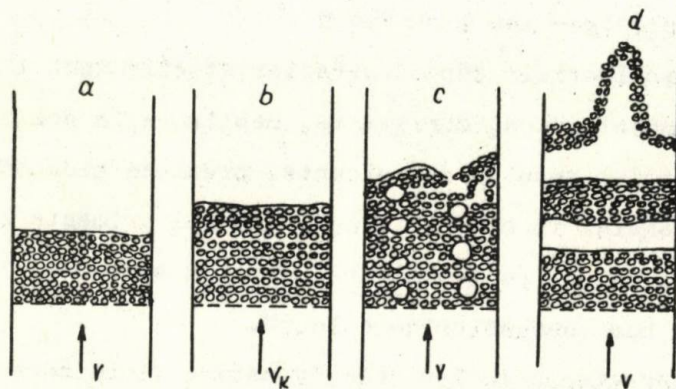


Fig. 2. Caracterul schimbării structurii stratului fluidizat în funcție de viteza gazului.

de particule crește, acestea fiind susținute din ce în ce mai mult de gaz. Mărind și mai mult viteza gazului are loc o expansiune în sus a stratului, pînă cînd se ajunge la o situație în care particulele individuale capătă un anumit grad de libertate, de mișcare, mișcare ce constă cel mult dintr-o vibrație ușoară în jurul poziției lor fixe. Masa de pulbere se comportă ca un lichid în repaus, cedînd foarte ușor la presiunile exterioare,

sau interioare. Aceasta este starea de fluidizare liniștită.

În acest stadiu, solidul și fluidul formează o singură fază, care este separată net de faza de deasupra, constituită numai din fluid.

Mărind și mai mult viteza gazului particulele încep să se agite din ce în ce mai puternic, avînd loc o amestecare din ce în ce mai mare. Aceasta din cauză că în strat iau naștere un număr mare de bule mici de gaz, care se mișcă prin strat și care tind să se ridice la suprafață din cauza densității lor reduse, dînd stratului aspectul unui lichid în fierbere. Astfel ia naștere "Stratul fierbător (fluidizat)" (fig. 2.b.). Viteza gazului în acest moment ajunge la valoarea critică de lichefiere (fluidizare). (Unii autori consideră viteza critică, viteza necesară fluidizării liniștite).

La mărirea în continuare a vitezei gazului bulele mici se unesc în bule mari, care se sparg la suprafață aruncînd particulele solide deasupra suprafeței stratului (fig. 2.c). Aspectul stratului este al unui lichid în fierbere agitată, fluidizarea fiind o fluidizare turbulentă.

La o viteză mai mare a gazului bulele se măresc așa de mult în volum, încît pot umple toată secțiunea aparatului (fig. 2.d). În această situație gazul nu mai trece printre particulele solide, ci împinge în sus toată masa care se află deasupra lui. Începe așa zisa mișcare "de piston" a stratului. Deoarece la partea inferioară a coloanei se formează în continuu astfel de bule, rezultă că întreg conținutul coloanei se fragmentează într-o succesiune de bule și pistoane solide, care uneori se distrug la o anumită înălțime, însă de obicei ajung pînă la vîrfurile recipientului, de unde pulberea se revărsă afară.

Fenomenul fluidizării normale este reversibil. Prin parcurge-

rea aceleiași game de viteze, de la vitezele mari spre cele mici, au loc în ordine inversă aceleași fenomene.

Sucesiunea de stări expuse mai sus pot fi bine caracterizate prin studiul pierderii de presiune Δp în funcție de viteza volumetrică a gazului. Reprezentând Δp în coordonate logaritmice în funcție de viteză se obține curba ce are alături din fig. 3.a iar în funcție de înălțimea stratului curba din figura 3.b. La viteze mici pierderea de presiune crește, urmând curba 1 - 2. În punctul 2 pierderea de presiune corespunde exact cu greutatea solidului din coloană împărțită la secțiunea totală a reactorului. Până aici, creșterea volumului stratului este mică (5 - 10%) însă continuă, ajungând să se stabilească o secțiune liberă suficientă pentru inițierea fluidizării, care pornește începând din punctul 3, unde se produce o rupere (curba 3-4), iar Δp descrește la valoarea care corespunde fluidizării liniștite (vezi fig. 3.a și b). Mărind și mai mult viteza, fluidizarea ajunge să fie turbulentă (fierbere), Δp urmând curba 5 - 6 sau 4 - 5 - 8 (pentru particule mici).

Pentru particule mari, curba reală este 5 - 7. Viteza aerului corespunzătoare începutului fenomenului de fierbere este numită viteză critică de fluidizare, sau de lichefiere.

Mărind viteza peste valoarea corespunzătoare punctului 6, se produce în strat fenomenul de pistonare. (Din cauză că fenomenul de pistonare este în legătură cu diametrul particulei, se obțin deviațiile curbei menționate mai sus).

Se observă că pierderea de presiune cea mai importantă are loc până la obținerea fluidizării liniștite, respectiv și a fierberii. Menținerea acestei stări nu necesită o energie importantă, la creșteri mari ale vitezei gazului, corespunzând creșteri foarte mici ale pierderii de presiune. În această porțiune de fapt

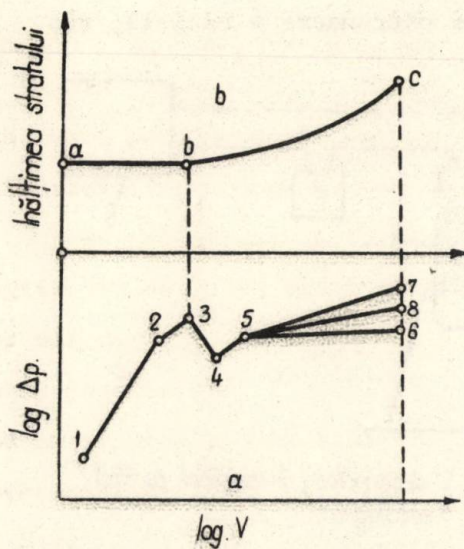


Fig. 3. Formarea stratului fluidizat (fierbător).

a- variația presiunii cu viteza gazului.

b- variația înălțimii stratului cu viteza gazului.

are loc fenomenul de fierbere al stratului. În schimb expansiunea continuă (vezi fig. 3.b) până în punctul c. Acest fenomen trebuie să aibă loc pentru că, asemănător flotorului unui rotometru, particulele sunt ridicate până la un nivel la care se stabilește din nou echilibrul între greutatea particulei și forțele de susținere, datorită frecării gazului.

Această forță scade prin expansiunea stratului, deoarece

secțiunea liberă crește și deci viteza reală scade.

Stratul fluidizat s-a dovedit a fi un mediu foarte eficient pentru tratamentele termice deoarece s-a constatat că în el transferul de căldură este foarte ridicat ($\alpha = 1000 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ după lucrarea [3], când în strat se insuflă hidrogen).

Lucrarea de față își propune să studieze posibilitatea de transfer de căldură a stratului fluidizat, ca mediu de răcire pentru tratamentele termice și anume pentru instalația executată în laborator (fig. 4), să stabilească coeficientul global de cedare termică " α " al piesei încălzite până la 800°C și răcite în stratul fluidizat.

Se știe că proprietățile de răcire ale mediilor de călire pot fi caracterizate [4] prin mai multe metode : metoda durității; metoda calorimetrică ; după curbele care reprezintă variația vitezei de răcire cu temperatura, cu ajutorul coeficientului " H "

folosit pentru calculul adâncimii de pătrundere a călirii, etc.

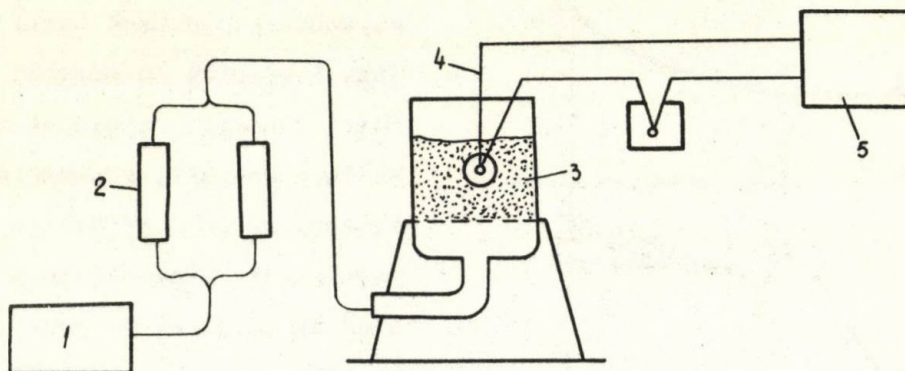


Fig. 4. Instalația experimentală: 1-compresor; 2-debitmetre; 3-recipient cu strat fluidizat; 4-termocuplu; 5-oscilograf.

Capacitatea de răcire a stratului fluidizat, în lucrarea de față s-a apreciat cu ajutorul așa-numitei curbe caracteristice, care reprezintă variația coeficientului global de cedare de căldură " α " în funcție de temperatura suprafeței probei, sau de viteza aerului insuflat.

Drept probă s-a luat o bilă de oțel inoxidabil și refractar 15 SNC 250 - STAS 3583-64 [2]; [4]; [5]; cu diametru de 30 mm în centrul căreia s-a fixat un termocuplu platin-platin rodiu.

La un oscilograf electronic s-au trasat apoi curbele de variație a temperaturii cu timpul în intervalul 800-500°C, pentru o anumită granulație a stratului fluidizat și pentru diferite viteze de insuflare ale aerului, (în cazul de față s-a luat drept agent de fluidizare aerul). O astfel de curbă se prezintă în fig. 5. Aceste curbe, după cum arată fig. 5, prezintă o variație uniformă a temperaturii centrului probei, transferul de căldură făcându-se prin conductibilitate (în interiorul materialului) și prin convecție (în stratul fluidizat).

Spre deosebire deci, de răcirea în apă sau în ulei, la ră-

cirea în stratul fluidizat, nu se constată existența celor trei stadii (de vaporizare, de fierbere și de răcire lentă), viteza maximă de răcire atingându-se la temperaturi apropiate de cea de început de răcire și scăzând apoi treptat.

Din curbele de variație a temperaturii, s-au construit apoi curbele caracteristice, de variație a coeficientului de transmitere a căldurii în funcție de viteza gazului. În fig. 6 sînt prezenta-

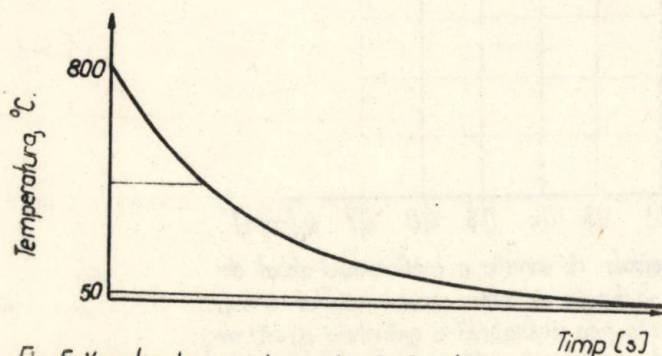


Fig. 5. Variația temperaturii bilei în funcție de timp în cazul răcirii într-un regim optim de fluidizare, la nisip de turnătorie cu granulație 0,1 mm.

tate curbele caracteristice obținute experimental pentru trei granulații de nisip de Aghireș.

Se vede că cu cât mărimea grăuntelui scade de coeficientul maxim de transmitere a căldurii crește. Se ob-

servă de asemenea că la viteze mici, α este de asemenea mic și ajunge la valoarea maximă pentru o viteză egală cu viteza critică de lichefiere.

Este foarte important să se determine valoarea maximă a coeficientului de transmitere a căldurii, deoarece cu cât el este mai mare, cu atât este mai larg diapazonul vitezelor de răcire în stratul fluidizat. Aceasta înseamnă că în unul și același strat fluidizat poate fi realizată răcirea cu diferite viteze de răcire. Practic aceasta se realizează prin diferite viteze de insuflare ale aerului

În lucrarea [3] autorii acestei lucrări au cercetat regimul optim de lichefiere și au determinat dependența proprietăților termice (cu ajutorul criteriului Nusselt - Nu) și a proprietăților hidrodinamice (cu ajutorul criteriului Reynold - Re), de

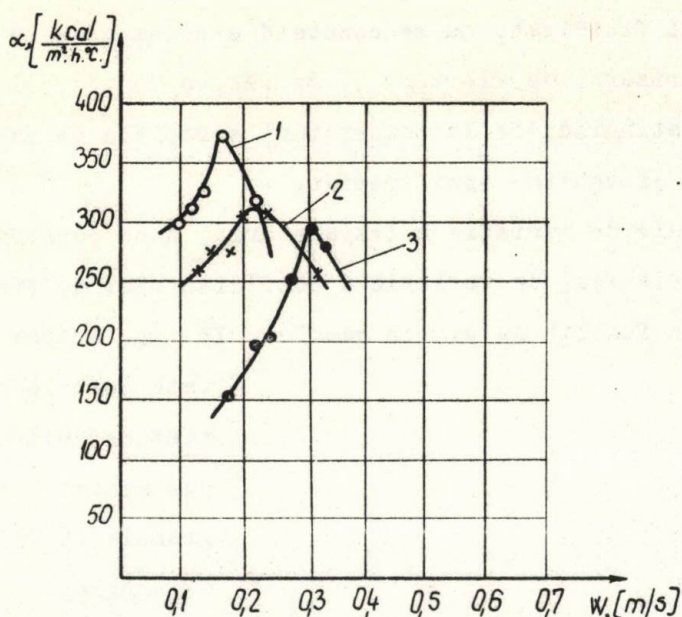


Fig. 6. Curbele experimentale de variație a coeficientului global de transmitere a căldurii în funcție de viteza aerului însuflat: 1- nisip de turnătorie cu dimensiunea echivalentă a grăunțului $d_p = 0,1 \text{ mm}$; $\rho_p = 2650 \text{ kg/m}^3$; 2- idem pentru $d_p = 0,2 \text{ mm}$; 3- idem pentru $d_p = 0,307 \text{ mm}$.

proprietățile fizice ale stratului fluidizat (cu ajutorul criteriului Arhimede - Ar), prin următoarele relații :

$$(1) \quad Nu = 0,86 Ar^{0,2} ; \quad Ar = \frac{d_p^3 \cdot \rho_p \cdot \gamma_r}{\eta^2 \cdot g}$$

$$(2) \quad Re = 0,121 Ar^{0,5} ; \quad Re = \frac{V_k \cdot d_p}{\nu}$$

$$(3) \quad Nu = \frac{\alpha_m \cdot d_p}{\lambda}$$

unde : α_m este coeficientul maxim de transmitere a căldurii, $\frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$;

d_p - diametrul particulei de material dur în m ;

λ - conductibilitatea termică a gazului, $\frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$;

V_k - viteza optimă (critică) a gazului, m/s ;

ν - vîscozitatea cinematică a gazului, m^2/s ;

η - vîscozitatea dinamică a gazului de fluidizare $\frac{\text{kg} \cdot \text{s}}{\text{m}^2}$;

γ_p - greutatea specifică a materialului solid (particulelor), kgf/m^3 ;

γ_f - greutatea specifică a agentului de fluidizare , kg/m^3 ;

g - accelerația gravitației , m/s^2 .

Prin înlocuire s-a ajuns la următoarea relație pentru coeficientul optim de transfer de căldură ;

$$\alpha_m = 0,548 \lambda \cdot d_p^{-0,4} \eta^{-0,4} \gamma_f^{0,2} \gamma_p^{0,2} \quad (4)$$

Din relația (4) se vede că cu cât grăunțele este mai mărunț și mai greu și cu cât vîscozitatea gazului este mai mică, cu atît va fi mai ridicată valoarea maximă a coeficientului de transmitere a căldurii de la suprafață de răcit, spre stratul fluidizat. De asemenea tot din această relație se vede că, cu cât va fi mai mare coeficientul de conductibilitate termică a gazului, cu atît va fi mai mare și coeficientul maxim de transmitere a căldurii. Cu relația (4) au fost calculați coeficienții optimi de transmitere a căldurii într-o primă aproximație și s-au obținut următoarele valori :

- pentru $d_p = 0,1 \text{ mm}$ s-a obținut : $\alpha_{\max} = 479,8 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$;
la temperatura stratului fluidizat de 20°C

și $\alpha_{\max} = 486,3 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$, la temperatura stratului fluidizat 30°C ;

- pentru $d_p = 0,2 \text{ mm}$ s-a obținut:

$\alpha_{\max} = 361,704 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$, la temperatura stratului fluidizat

de 20°C și $\alpha_{\max} = 370,54 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$, la temperatura stratului de 30°C ;

- pentru $d_p = 0,307 \text{ mm}$ s-a obținut :

$\alpha_{\max} = 306,4 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$, pentru temperatura stratului fluidizat de 20°C ;

și $\alpha_{\max} = 310,5 \frac{\text{Kcal}}{\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}}$, pentru temperatura stratului fluidizat de 30°C .

Avantajul stratului fluidizat ca mediu de răcire constă în ușurința reglării vitezei de răcire, variind viteza gazului ce trece prin strat.

Regimului optim de lichefiere îi corespunde o anumită viteză a gazului care poate fi calculată cu relația (2) și un coeficient global de transmitere a căldurii α , care după datele lucrării [3] se poate calcula cu relația $Nu = 2 Re^{0,4}(5)$, (ea fiind valabilă pentru partea ascendentă a curbelor de variație a coeficientului de transmitere a căldurii în funcție de viteza gazului).

Datele calculate și cele experimentale sînt prezentate în tabela de mai jos.

Materialul mediului	Volumul aerului însoflot m^3/h	Viteza aerului m/s		Coeficient global de trans- mitere a căldurii $\alpha, \frac{kcal}{m^2 \cdot h \cdot ^\circ C}$	
		experimental	calculat	experimental	calculat
nisip de turnătoare $d_p = 0,1 mm$	5,51	0,165	0,18	370	404,7
nisip de turnătoare $d_p = 0,2 mm$	8,15	0,244	0,242	307	312,4
nisip de turnătoare $d_p = 0,307 mm$	10,45	0,314	0,306	288	270,84

Concluzii

Stratul fluidizat ca mediu de tratament termic prezintă o serie de avantaje și anume :

1. O durată lungă de utilizare, deoarece mediul nu se degradează, este neinflamabil și își păstrează nealterate proprietățile de răcire.

2. Prezintă o viteză uniformă de răcire, care poate fi variată prin schimbarea debitului de gaz insuflat.

3. Un coeficient variabil de transfer de căldură (de la 35,6 kcal/m².h°C - minim, la 370 kcal/m² h°C - maximum, obținut în acest caz), ceea ce ne permite să adaptăm mediul la diverse materiale și condiții de lucru.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. M.N. Varîghin, E.Ia Olsanov - Folosirea patului fluidizat în tratamentele termice și termochimice ale metalului. Metalovedenie i termiceskaia obrabotka metalov, Nr.6/1971.
- [2]. A.R.Baskalov - Încălzirea rapidă fără oxidare și tratamentul termic în stratul fierbător. Izd.metallurgia - 1968.
- [3]. N.N.Varîghin - Stratul fierbător - nou mediu pentru reglarea posibilităților de răcire. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, Nr. 6/1961.
- [4]. St.Mantea, T.Dulămiță - Teoria și practica tratamentelor termice. Ed.Tehnică, București, 1966.
- [5]. C.G.Rubțev, I.N.Siromiatnicov - Stratul fluidizat ca mijloc de transport al căldurii. Ciornaia mettallurgia, Nr.3/1964.
- [6]. N.N. Varîghin - Parametrul $\xi_{1/2}$ caracteristica mediilor de încălzire și răcire, Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, Nr. 11/1969.

V.FITERAU

STRATUL FLUIDIZAT, MEDIU DE TRATAMENT TERMIC.R E Z U M A T

Stratul fluidizat în starea de fierbere s-a dovedit a fi un foarte bun conducător de căldură, ceea ce îl face utilizabil în tratamentele termice.

Lucrarea de față prezintă principiile de bază ale stratului fluidizat, o instalație de obținere a unui astfel de strat și o nouă metodă de determinare a coeficientului global de transmitere a căldurii în strat

Experimental s-a obținut o variație a acestui coeficient între 35,6 și 370 kcal/m².h.°C.

EINE WIRBELSCHICHT, EIN MITTEL DER WARMEBEHANDLUNGEN.ZUSAMMENFASSUNG

Eine Wirbelschicht im Zustand des Kochens erwies sich als guter Wärmeleiter, was sie für Wärmebehandlungen geeignet macht.

Die vorliegende Arbeit führt die Grundprinzipien der Wirbelschicht vor, beschreibt die Apparatur, die Notwendigkeit ist eine solche Schicht zu erhalten, und erklärt eine neue Methode der Bestimmung des Wärmeübertragungskoeffizienten in der Schicht.

Praktisch wurde eine Veränderung dieses Koeffizienten zwischen 35,6 und 370 kcal/m².h.°C erhalten.

UNELE ASPECTE ALE MARIRII DURABILITATII SCULELOR
DIN OTEL RAPID PRIN TRATAMENTE TERMICE SI DE
SUPRAFATA

ing. GIACOMELLI IOAN

Caracteristica principală a oțelurilor rapide o constituie marea stabilitate la cald, datorită căreia sculele din aceste oțeluri păstrează o structură martensitică cu durități peste 60 HRC, chiar când temperatura părții active a atins 600 ... 650°C. Aceste oțeluri se caracterizează de asemenea și prin rezistență ridicată la îndoire (350 ... 400 daN/mm²).

Aceste caracteristici permit mărirea vitezei de așchiere de 2 ... 4 ori și a duratei de exploatare de 8 ... 15 ori în comparație cu sculele din oțeluri nealiate sau aliate din celelalte grupe.

Domeniul folosirii în prezent a oțelurilor rapide depășește cu mult destinația lui inițială de material așchietor. Amintim câteva întrebuintări tipice:

- scule cu muchii multiple pentru lucrări de așchiere;
- scule și elemente componente pentru solicitări speciale în timpul funcționării, solicitări foarte intense la care se necesită o duritate ridicată la temperatură, tenacitate, rezistență la uzură, stabilitate la deformare.

Cercetările în vederea modernizării, îmbunătățirii și adoptării oțelurilor rapide la noile condiții merg în următoarele direcții:

- Reducerea așezării în șiruri și repartizarea cât mai uniformă a carburilor, micșorarea dimensiunii acestora,
- Mărirea conținutului de carbon la 1 ... 1,2% , la un conținut redus de vanadiu (sub 3%).
- Îngustarea domeniului de toleranță pentru conținutul în carbon până la cca 0,05%.
- Examinarea mai precisă a influenței manganului, aluminului, siliciului și sulfurii asupra structurii, regimului de tratament ter-

mic și a proprietăților finale realizate.

Oțelurile rapide în stare recoaptă conțin trei grupe mai importante de carburi și anume $M_{23}C_6$, M_6C , MC . În majoritatea cazurilor $M_{23}C_6$ este o carbură de crom, M_6C o carbură de molibden sau wolfram iar MC o carbură de vanadiu. Aceste trei tipuri de carburi trec în soluție la temperaturi diferite. De aici necesitatea stabilirii judicioase a temperaturii de încălzire pentru călire, în funcție de felul și cantitatea carburilor din structură. În fig.1 se arată comportarea la dizolvare a acestor carburi, într-un oțel cu 0,85% C, 6% W, 5% Mo, 2% V.

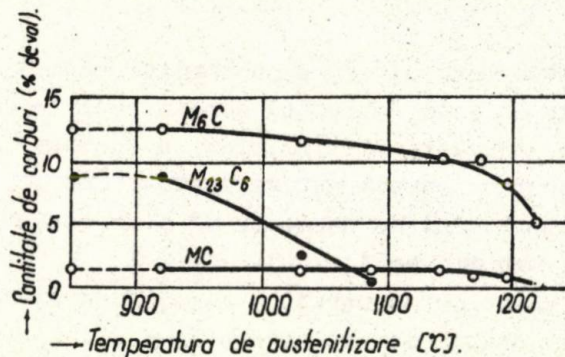


Fig.1. Comportarea la dizolvare a carburilor $M_{23}C_6$, M_6C și MC într-un oțel rapid.

La oțelurile rapide cu un conținut de carbon mai ridicat se prescriu temperaturi de austenitizare mai mici. Aceasta face ca în structura cantitatea de carburi (în special de tip M_6C) să fie considerabil mai mare. De asemenea în metalul de bază se găsește o cantitate mai mare de carbon dizolvat, dar conținutul în elemente de aliere ca W și Mo să fie mai redus.

Masa de bază a oțelurilor rapide cu un conținut mai redus de W și Mo în soluție solidă e mai puțin rezistentă la temperatură. Dar această scădere a durității masei de bază este compensată de numărul mai mare de carburi aliate. În final rezultă aceeași duritate sau chiar mai mare la oțelurile rapide cu un conținut de carbon mai ridicat. Se constată însă o reziliență ridicată a acestor oțeluri, datorită masei de bază care este mai moale și mai ușor deformabilă.

În fig.2 se prezintă comparativ reziliența unor oțeluri rapide cu conținuturi diferite de carbon.

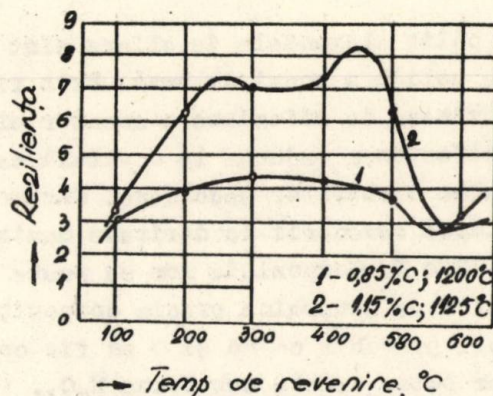


Fig.2. Variația rezilienței în funcție de temperatura de revenire, a diferitelor oțeluri rapide.

Se constată că reziliența oțelurilor rapide cu un conținut de carbon mai ridicat (1,1%) este sensibil mai mare decât cea a oțelurilor rapide cu un conținut de carbon de cca. 0,85%.

Revenirea oțelurilor rapide are două scopuri: durificarea oțelului prin precipitare și formarea martensitei cubice.

La începutul procesului de revenire carbonul formează în martensită așa numita carbură ξ . Acestea îi urmează o formă intermediară care conține cementită. La sfârșit se formează carburile secundare care sînt caracteristice oțelurilor rapide. Acest proces este prezentat schematic în fig.3.

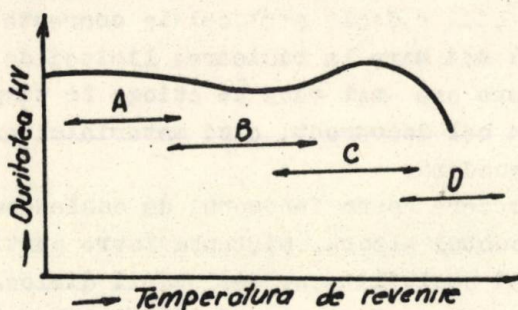


Fig.3. Diagrama de revenire

- A - formarea carburilor ξ
- B - formarea compuşilor pe bază de cementită
- C - formarea carburilor V_4C_3 , Mo_2C , W_2C
- D - formarea carburilor V_4C_3 și M_6C

În materialul călit elementele de aliere sînt în mare măsură dizolvate în soluție solidă a masei de bază. Prin ridicarea temperaturii se mărește și viteza de difuziune a acestor elemente de aliere. La circa 550°C difuziunea ajunge la o viteză care este suficient de mare pentru formarea carburilor secundare. Carburile secundare care se formează în timpul revenirii la duritate maximă sînt foarte mici de ordinul a 100 ... 200 Å. Compoziția lor se poate exprima prin M_2C și M_4C_3 . Este dificil a se determina precis compoziția unor carburi atît de fine, dar este probabil ca Mo și W să fie conținute în M_2C carbura de vanadiu ar putea exista sub forma M_4C_3 .

Aceste separări secundare frînează deplasarea dislocațiilor și ca urmare se mărește limita de curgere a materialului. Separările secundare trec prin trei stadii de creștere:

- formarea zonelor

- coerența
- incoerența

În timpul stadiului de coerență rețeaua cristalină a masei de bază este organic legată de rețeaua separărilor. În această fază, într-o anumită măsură este posibilă deplasarea dislocațiilor peste particulele segregate.

În timpul stadiului de incoerență dislocațiile trebuie să se deformeze înainte de a trece peste o particulă separată (conform cu modelul de dislocații a lui Orowan).

Particulele incoerente produc de obicei o rezistență mai mare la deplasarea dislocațiilor decît particulele coerente, adică ele contribuie într-o măsură mai mare la ridicarea limitei de curgere.

Limita de curgere cea mai mare se atinge în timpul trecerii de la stadiul coerent la cel incoerent, cînd materialul are și cea mai ridicată duritate secundară.

După această trecere apare fenomenul de coalescență cînd unele particule cresc în contul altora. Distanța între particule se mărește, ceea ce mărește și posibilitatea deplasării dislocațiilor și deci limita de curgere se reduce. Se spune că materialul este „supraîmbătrînit”.

Variația durității oțelului rapid cu temperatura de revenire este funcție de mai mulți factori ca: revenirea martensitei, transformarea austenitei reziduale în martensită, separarea și coalescența carburilor. Aceste influențe sînt arătate în figura 4.

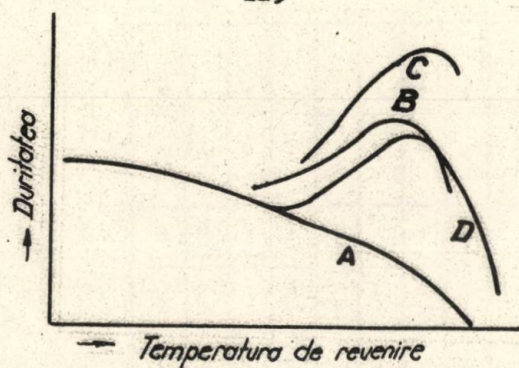


Fig.4. Influența transformărilor structurale la revenire asupra durității oțelului rapid:

- A - revenirea martensitei
- B - precipitarea și coalescența carburilor
- C - transformarea austenitei reziduale în martensită
- D - diagrama de revenire a oțelului rapid (suma diagramelor A, B și C).

Deoarece oțelurile rapide sînt aliaje scumpe s-a căutat căi pentru mărirea durabilității sculelor și deci economii la consumul de materiale.

Tratamentele termochimice oferă astfel de posibilități, Mărirea rezistenței la uzură se obține prin procedee ca: nitrurarea, cianizarea, sulfocianurarea, etc.

Dar tratamentele termochimice odată cu mărirea durității stratului superficial, măresc și proprietățile acestuia, ceea ce frînează generalizarea aplicării acestor procedee.

O metodă mai puțin studiată o constituie procedeul de sulfocianurare.

Prin sulfocianurare s-a constatat creșterea rezistenței la uzură, creșterea microdurității și a rezistenței la coroziune.

Procesul se aplică după tratamentul termic clasic inclusiv una sau două reveniri.

Sulfocianurarea se desfășoară la temperaturi de 550 ... 560°C adică aceleași ca la revenire. În băile pentru sulfocianurare se introduc săruri care să asigure cianurarea (NaCN , NaCNO , KCN , KCNO , $\text{K}_4\text{Fe}(\text{CN})_6$, sulfizarea (NaCNS , KCNS , $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3$, NaSO_4 , Na_2S) precum și săruri neutre (NaCl , KCl , K_2CO_3).

În tabelul 1 se dau compozițiile chimice ale cîtorva băi pentru sulfocianurare.

Tabelul 1

Nr. ort.	Compoziția chimică a băii, %															
	CaCN	CON ₄ H ₂	K ₄ Fe(CN) ₆	NaCN	K ₂ S	NaCNO	KCNO	Na(N)	KONS	Na ₂ S ₂ O ₃	K ₂ CO ₃	Na ₂ CO ₃	NaOH	NaCl	Na ₂ SO ₄	KCl
1.	-	54	-	-	2	-	-	-	-	-	44	-	-	-	-	-
2.	-	-	75	-	-	-	-	-	-	12	-	-	13	-	-	-
3.	-	55	-	5	-	-	-	-	-	3	37	-	-	-	-	-
4.	-	-	-	-	-	-	-	15	-	-	85	-	-	-	-	-
5.	-	-	-	-	-	50	-	-	-	15	20	-	15	-	-	-
6.	-	-	-	-	-	70	-	10	-	-	-	20	-	-	-	-
7.	-	40	-	-	-	-	-	-	-	10	-	-	-	25	25	-
8.	50	-	-	-	-	-	-	-	-	5	-	-	-	-	25	20

Sînt de preferat băile ale căror componenți nu sînt toxici și nici deficitari.

În timpul funcționării băii, conținutul în sulf se reduce în timpul funcționării ei, apărînd necesitatea adăugării periodice a sărurilor ce conțin sulf.

În funcție de felul sculelor supuse tratamentului termochimic se va alege durata de menținere.

Pentru micșorarea fragilității stratului superficial nu este indicat să existe concentrații prea mari ale elementelor de difuziune. Acest lucru se poate realiza prin: - folosirea de băi cu un grad de activitate nu prea mare.

- aplicarea tratamentului termochimic înaintea ultimei reveniri, de cca 1 ... 1,5 ore la 560°C. Această revenire să se efectueze într-o baie de săruri cu o compoziție corespunzătoare.

Încercările de uzură se efectuează pe epruvete sau pe scule.

Încercările la uzură se efectuează la mașina *Amsler* tip A 135. Schița probei și a contraprobei pentru încercarea la uzură pe această mașină sînt date în figura 5. Proba se execută din materialul supus încercării iar contraproba din fontă albă.

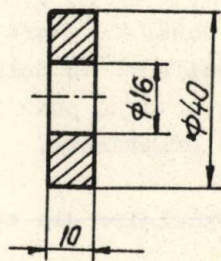


Fig.5. Schița probei și contraprobei pentru încercarea la uzură.

Vitezele de rotație ale probei și contraprobei în timpul încercărilor de uzură sînt indicate în figura 6.

În timpul încercărilor proba și contraproba se rotesc cu viteze diferite de rotație, între ele avînd loc o frecare prin rulare și alunecare, fără curgere. Forța de apăsare în timpul încercării este de 50 kgf.

Rezistența la uzură se apreciază după pierderile în greutate suferite de probele supuse încercării.

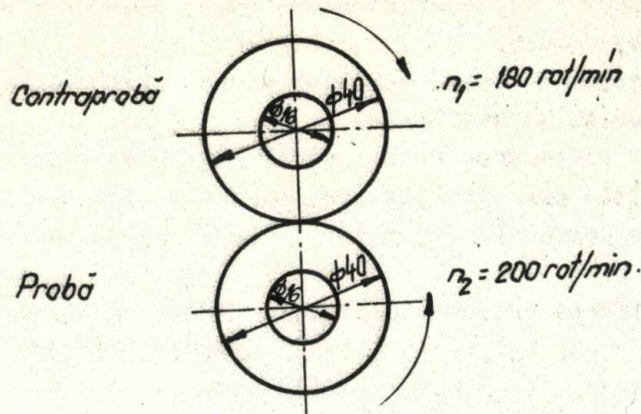


Fig.6. Ansamblul probă-contraprobă în timpul încercărilor la uzură.

Atenția noastră este îndreptată spre mărirea durabilității burghiilor. Încercările de durabilitate se efectuează și pe aceste scule, în felul următor: se practică găuri în materialul sub formă de tablă din OLC 45 îmbunătățit.

După practicarea unui număr de găuri se efectuează măsurarea uzurii. La burghie uzura se manifestă în felul arătat în fig.7.

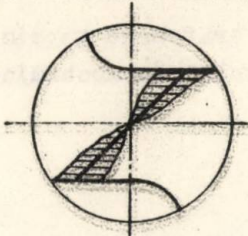
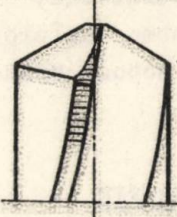
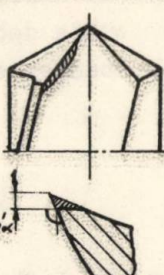
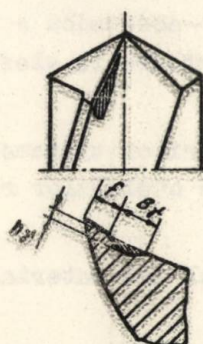
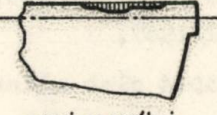
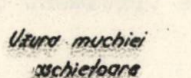
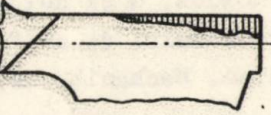
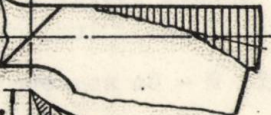
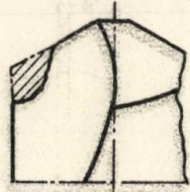
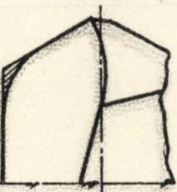
Avansarea treptată a uzurii se pune în evidență prin măsurarea acesteia după fiecare 30 găuri practicate.

Concluzii

Mărirea durabilității sculelor din oțel rapid se poate realiza având în vedere următoarele:

- respectarea compoziției chimice a oțelurilor rapide și în special a conținutului în carbon;
- carburi cât mai fine și repartizare cât mai uniformă în masa de bază;
- alegerea regimului termic în funcție de compoziția chimică efectivă și respectarea întocmai a aceluia;
- în funcție de felul și dimensiunile sculelor se va adopta operația adecvată de tratament termochimic;
- în cazul sculelor de dimensiuni mici și mijlocii, pentru e-

Formele de uzură ale burghiilor din oțel rapid

 Uzura laisului transversal	 Uzura fetelelor	 Uzura pe fața de degajare prin îndepărtare de particule prin frecare.
 Uzura pe fața de degajare prin suțură la reșe sub presiune	 ruperi izolate  ruperi pe porțiuni mai mari  Uzura muchiei aschietoare	  Uzura pe fața de așezare prin îndepărtare de particule prin frecare
 Ruperea colțurilor	 Rotunjirea colțurilor	

vitarea fragilității se vor alege medii de sulfocianurare nu prea active, sau se va aplica o încălzire în vederea micșorării prin difuziune concentrației în stratul superficial;

- se va evita decarburarea sculelor la tratament termic, nefiind indicat nici ca acestea să fie supuse tratamentelor termochimice.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. Kossovici, G.A - Influența regimurilor de călire și revenire asupra durabilității burghiilor din oțel R6M3, In: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr.1, 1972.
- [2]. Hazasymowicz, G și Kulawik, E - Analiza tehnico-economică a folosirii procedeului de sulfizare a muchiilor așchietoare la alezoare de de mașină. Mechanik, 40, nr.7, iulie 1967.
- [3]. Zmihorski, E - Influența compoziției și a factorilor tratamentului termic asupra proprietăților caracteristice ale oțelurilor rapide. Härterei-Techn. Mitt, nr.22/1967.
- [4]. Wandell, B - Un nou oțel rapid slab aliat. Metal and materials, ianuarie, 1973.
- [5]. x x x - Metode moderne de tratament termochimic al sculelor. I.D.T. București, 1961.

GIACOMELLI I.

UNELE ASPECTE ALE MARIRII DURABILITATII SCULELOR DIN OTEL
RAPID PRIN TRATAMENTE TERMICE SI DE SUPRAFATA.

R e z u m a t

Oțelurile rapide fiind materiale scumpe problema măririi durabilității sculelor este foarte importantă.

Posibilități de a mări durabilitatea lor există atât în cadrul tratamentelor termice cât și termochimice. În lucrare se prezintă o serie de căi pentru mărirea performanțelor sculelor așchietoare, precum și metodele folosite pentru determinarea durabilității.

EINIGE ASPEKTE DER HARTEVERBESSERUNG VON WERKZEUGEN AUS SCHNELL-
ARBEITSSTAHL MITTELS WARME UND OBERFLÄCHENBEHANDLUNG.

Zusammenfassung.

Da Schnellarbeitsstähle teure Werkstoffe sind, ist die Verbesserung der Haltbarkeit besonders wichtig. Möglichkeiten der Verbesserung der Haltbarkeit sind sowohl durch Wärmebehandlung als auch durch Einsatzhärten möglich. In der vorliegenden Arbeit werden eine Reihe von Möglichkeiten der Leistungssteigerung spanabhebender Werkzeuge, so wie die angewandten Haltbarkeitstest methoden, geschildert.

1890-1891

THE FIRST OF THE YEAR WAS A VERY
 SUCCESSFUL ONE FOR THE SCHOOL.

1891-1892

THE SECOND OF THE YEAR WAS A VERY
 SUCCESSFUL ONE FOR THE SCHOOL.
 THE SCHOOL WAS A VERY SUCCESSFUL
 ONE FOR THE YEAR. THE SCHOOL WAS
 A VERY SUCCESSFUL ONE FOR THE YEAR.
 THE SCHOOL WAS A VERY SUCCESSFUL
 ONE FOR THE YEAR.

1892-1893

THE THIRD OF THE YEAR WAS A VERY
 SUCCESSFUL ONE FOR THE SCHOOL.

1893-1894

THE FOURTH OF THE YEAR WAS A VERY
 SUCCESSFUL ONE FOR THE SCHOOL.
 THE SCHOOL WAS A VERY SUCCESSFUL
 ONE FOR THE YEAR. THE SCHOOL WAS
 A VERY SUCCESSFUL ONE FOR THE YEAR.
 THE SCHOOL WAS A VERY SUCCESSFUL
 ONE FOR THE YEAR.

PREINCALZIREA PARTIALA A MATRITELOR

Scorobetiu Lucian

Pitiş Gheorghe

Preîncălzirea pieselor din oțeluri aliate care urmează să fie sudate, favorizează reducerea vitezelor de răcire și micșorează cantitatea constituenților de călire în sudură și în zona influențată termic.

În cazul încărcării prin sudare a matrițelor de forjă preîncălzirea acestora se efectuează pentru reducerea tensiunilor macroscopice, pentru îndepărtarea gazelor din metalul de bază, precum și pentru situarea metalului de bază într-o zonă cât mai îndepărtată de zona temperaturii critice de fragilitate [1] .

În această situație obținerea constituenților duri nu prezintă dezavantaje, deoarece structura întregii matrițe are constituenți de călire. Pentru obținerea rezistenței sporite la uzură, însăși electrozii de încărcare folosiți au o compoziție chimică adecvată obținerii durităților mari în sudură, fără tratamente termice ulterioare.

Folosirea curenților de frecvență industrială la preîncălzirea matrițelor de forjă face posibilă preîncălzirea exclusivă a părții care urmează să fie sudată, astfel încît, prin întreruperea curentului de încălzire, la un moment stabilit, se poate obține o anumită formă a ciclului termic.

Dirijarea formei ciclului termic de sudare cu ajutorul preîncălzirii parțiale a matrițelor prezintă avantaje față de cazul preîncălzirii totale a matrițelor, în ceea ce privește obținerea unor durități optime după sudare, fără existența pericolului de fisurare. În același timp datorită cîmpului magnetic alternativ produs de curentul de preîncălzire care străbate matrița, se îmbunătățesc și proprietățile mecanice ale stratului încărcat și se obține o bună eliminare a gazelor din baia metalică [2].

1. Instalație pentru preîncălzirea parțială a matrițelor

Schema de principiu a instalației pentru preîncălzirea parțială a matrițelor este prezentată în fig.1.

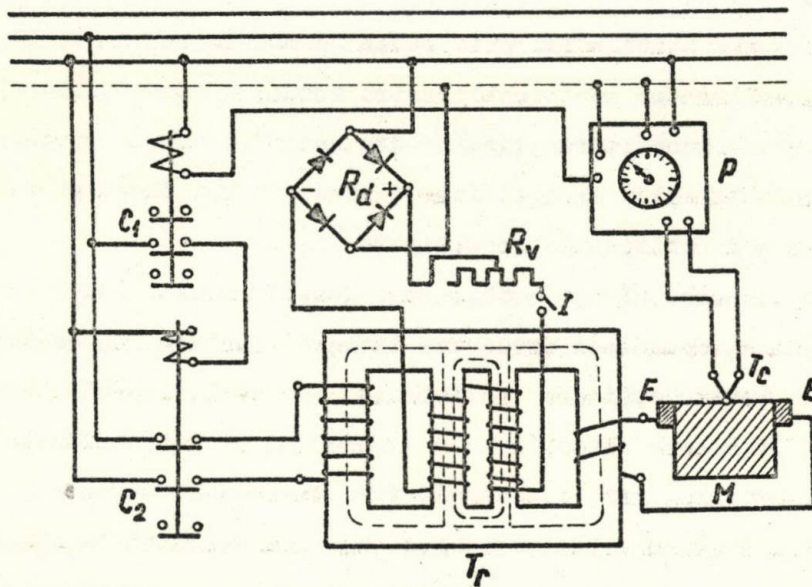


Fig.1.

Materialul M prins între electrozii de cupru E, este preîncălzit cu ajutorul curentului de frecvență industrială obținut de la

transformatorul T_r reglat în curent continuu [3]. Infășurarea de comandă a puterii transformatorului este alimentată cu curent continuu de la redresorul R_d prin rezistența reglabilă R_v și întrerupătorul I.

Sistemul automat pentru reglarea și menținerea temperaturii de preîncălzire este format din termocuplul T_c conectat la potențiometrul P de tip EPD-12 GOST 7164-58, care comandă prin releul intermediar C_1 , contactorul C_2 intercalat în circuitul primar al transformatorului.

Forma ciclului termic la care e supus materialul se poate modifica prin reglarea puterii transformatorului cu ajutorul rezistenței R_v , în funcție de calitatea materialului sudat.

2. Cîmpul termic la încărcarea prin sudare a matrițelor preîncălzite parțial

Transformările structurale care apar în zona influențată termic sînt produse de cîmpul termic al arcului electric, precum și de cîmpul termic al curentului electric de preîncălzire.

2.1. Cîmpul termic la încărcarea prin sudare

Matrița încărcată prin sudare se poate considera un corp semi-infinit pe care se deplasează o sursă permanentă de căldură cu putere termică constantă q [J/cm] avînd o viteză de deformare constantă v [cm/s].

Relația care exprimă cîmpul termic în acest caz este demonstrată [4].

$$\theta(xyz) = \frac{q}{2\pi\lambda r} e^{-\frac{v}{2a}(r+x)},$$

Această relație este adevărată pentru perioada în care cîmpul termic devine ovasistaționar față de sistemul mobil de referință xoyz, care se deplasează odată cu sursa termică.

Perioada de tranziție care începe în momentul amorsării arcului electric și durează pînă la stabilirea regimului ovasistaționar este exprimat printr-o relație dependentă și de timp, care se va demonstra în cele ce urmează. Acest lucru este necesar întrucît la încălzirea matrițelor lungimea sudurilor este mică și se efectuează în unele cazuri chiar în perioada de tranziție.

Folosind relațiile cunoscute [4] pentru cîmpul termic, în cazul corpului semiinfinit încălzit de o sursă permanentă de putere q [J/cm], care se deplasează cu viteză constantă V [cm/s] avînd sistemele de coordonate din fig.2 se poate scrie:

Pentru sistemul fix XSYZ

$$\theta(x,y,z,t) = \int_0^t \frac{2 \cdot q \cdot dt}{c \cdot \sqrt[3]{4\pi at}} e^{-\frac{(x-vt)^2 + y^2 + z^2}{4at}}.$$

Prin translația

$$x = X - vt, \quad y = Y, \quad z = Z, \quad x^2 + y^2 + z^2 = r^2.$$

Se obține pentru sistemul mobil xoyz

$$\theta(x,y,z,t) = \int_0^t \frac{2 \cdot q \cdot dt}{c \cdot \sqrt[3]{4\pi at}} e^{-\frac{r^2}{4at}};$$

$$\theta(x,y,z,t) = \frac{2 \cdot q}{c \cdot (4at)^{3/2}} I \text{ în care } I = \int_0^t e^{-\frac{r^2}{4at}} \cdot t^{-3/2} \cdot dt.$$

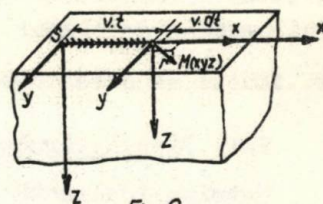


Fig. 2.

Prin rezolvarea integralei se obține ecuația cîmpului termic pentru perioada de tranziție:

$$\theta(x,y,z,t) = \frac{q}{2\sqrt{\pi}r} \left[1 - \varphi \left(\frac{r^2}{4at} \right)^{1/2} \right].$$

În această relație funcția φ este calculată în tabele [4] pentru diferite valori ale variabilei

$$\varphi(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-u^2} du.$$

2.2. Cîmpul termic la preîncălzirea parțială

Ținînd seama de conductivitatea termică redusă a oțelurilor aliate pentru matrițe [5] și de faptul că temperaturile de preîncălzire prescrise nu depășesc 600 K, se poate realiza o încălzire parțială a matriței prin efect Joule.

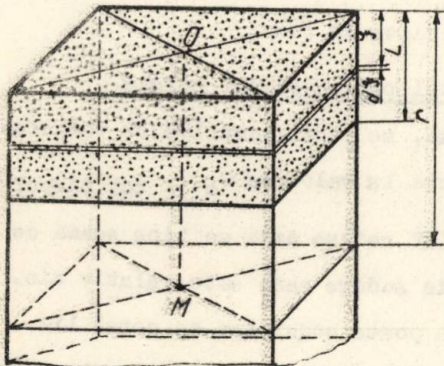


Fig. 3.

Pentru calcularea cîmpului termic se fac următoarele considerații inițiale:

Momentul inițial $t = 0$ este timpul la care zona de grosime L a matriței prezentată în fig. 3, a ajuns la temperatura maximă de preîncălzire $\theta_{0\max}$, cînd curentul transformatorului de încălzire se întrerupe.

Ecuația cîmpului termic în punctul curent M , este o funcție de timp și are următoarea formă:

$$\theta(r,t) = \frac{\theta_{0\max}}{2} \left[\varphi \left(\frac{r+L}{(4at)^{1/2}} \right) - \varphi \left(\frac{r-L}{(4at)^{1/2}} \right) \right].$$

Semnificația funcției φ este aceeași ca și în cazul punctului

2.1 și anume:

$$\varphi(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-u^2} du \text{ fiind calculată în ta-}$$

bele [4] pentru diferite valori ale variabilei.

Ținând seama și de pierderile de căldură care intervin pe suprafețele încălzite ale matriței, ecuația cîmpului termic de preîncălzire devine:

$$\theta_0(r,t) = \frac{\theta_{0\max}}{2} e^{-bt} \left[\operatorname{erf}\left(\frac{r+L}{\sqrt{4at}}\right) - \operatorname{erf}\left(\frac{r-L}{\sqrt{4at}}\right) \right],$$

în care b este coeficientul total de pierderi în mediul înconjurător prin convecție.

2.3. Viteza de răcire a zonei influențate termic

Structura și duritatea zonei influențate termic este influențată direct de viteza de răcire, care la rîndul ei poate fi influențată de mai mulți parametri. De aceea este utilă obținerea unei relații de calcul a vitezei de răcire cu ajutorul căreia se pot trage concluzii asupra valorilor optime ale parametrilor de lucru.

2.3.1. Viteza de răcire în cazul preîncălzirii totale

La matrițele preîncălzite total, se poate aproxima că temperatura de preîncălzire θ_0 rămîne constantă la valoarea $\theta_{0\max}$ tot timpul sudării. Erorile făcute în acest caz sînt reduse dacă se ține seama de masa mare a unei matrițe și de timpul de sudare care este relativ mic.

Stratul încărcat pe matriță se poate considera ca sursă liniară de căldură aplicat pe corp semifinit, pentru care se cunoaște ecuația cîmpului termic [4]:

$$\theta(r,t) = \frac{q}{2\pi\lambda\sqrt{t}} e^{-\frac{r^2}{4at}}.$$

Schimbul de căldură se face în zona de trecere ($r = 0$), între punctele sudurii aflate la temperatura $\theta(r,t)$ și punctele metalului

de bază preîncălzit la temperatura $\theta_{o_{\max}} = \text{ct.}$

Viteza de răcire [4] este dată de relația:

$$W_{\min} = - \frac{2 (\theta - \theta_{o_{\max}})^2}{q/v} \quad [K/s]$$

Deoarece $\theta_{o_{\max}}$ rămâne constant în tot timpul sudării, viteza de răcire are o valoare minimă $W_{\min}$ față de cazul preîncălzirii parțiale, la care $\theta_{o_{\max}}$ scade în timp, respectiv viteza de răcire crește.

2.3.2. Viteza de răcire în cazul preîncălzirii parțiale

În cazul preîncălzirii parțiale a matrițelor pe o porțiune variabilă L , temperatura de preîncălzire θ_o scade în timp de la valoarea $\theta_{o_{\max}}$ după relația demonstrată la punctul 2.2.

$$\theta_o = \frac{\theta_{o_{\max}}}{2} e^{-bt} \left[\vartheta \left(\frac{r+L}{(4at)^{1/2}} \right) - \vartheta \left(\frac{r-L}{(4at)^{1/2}} \right) \right],$$

iar cîmpul termic de sudare devine

$$\theta(r,t) = \frac{q}{2\pi\lambda vt} e^{-\frac{r^2}{4at}} + \theta_o, \text{ în care } \theta_o \neq \text{ct.}$$

Viteza de răcire W a zonei influențate termic ($r=0$) se obține prin derivarea ecuației cîmpului termic.

$$W = \frac{d\theta}{dt} = \frac{d}{dt} \left[\frac{q}{2vt} + \theta_{o_{\max}} e^{-bt} \vartheta \left(\frac{L}{(4at)^{1/2}} \right) \right];$$

$$W = - \frac{q}{2\pi\lambda vt^2} - \frac{L \cdot \theta_{o_{\max}}}{(4\pi a) t^{3/2}} e^{-bt} - \frac{L^2}{4at} - bt.$$

Se observă că în cazul încărcării pe o matriță preîncălzită parțial există posibilități mai mari de dirijare a vitezei de răcire prin variația lungimii L , chiar în cazul prescrierii unei temperaturi

de preîncălzire constantă $\theta_{0_{\max}}$.

2.4. Influența parametrilor de lucru asupra vitezei de răcire

Viteza de răcire a zonei influențate termic este o funcție de timp atât în cazul preîncălzirii totale cât și în cazul preîncălzirii parțiale.

De aceea studiarea influenței parametrilor de lucru asupra vitezei de răcire se efectuează în momentul critic al transformării austenitei la răcire. Dacă se notează cu θ_a temperatura de stabilitate minimă a austenitei, momentul critic al transformării este

$$t_{cr} = \frac{q}{(\theta_a - \theta_{0_{\max}}) \cdot 2\pi\lambda v}.$$

2.4.1. Influența temperaturii de preîncălzire

Viteza de răcire se poate exprima în funcție de temperatura de preîncălzire prin substituirea timpului critic:

$$W = -K_1(\theta_a - \theta_{0_{\max}})^2 - K_2 \theta_{0_{\max}} (\theta_a - \theta_{0_{\max}})^3 e^{-K_3(\theta_a - \theta_{0_{\max}})}.$$

Analizînd relația se poate observa că primul termen este componenta vitezei de răcire la sudarea pe piese cu preîncălzire totală, iar al doilea termen corespunde preîncălzirii parțiale.

Viteza de răcire scade cu mărirea temperaturii de preîncălzire, dar are valori absolute mai mari în cazul sudării pieselor avînd preîncălziri parțiale.

Deci folosind aceeași temperatură de preîncălzire, în cazul preîncălzirii parțiale se pot obține durități mai mari ale pieselor sudate ceea ce prezintă avantaje în cazul matrițelor.

2.4.2. Influența lungimii zonei preîncălzite

Particularizînd ecuația cîmpului termic de preîncălzire (punctul 2.2) pentru un punct din zona influențată termic ($r = 0$) se obține:

$$\theta_0(0;t) = \theta_{0_{\max}} \cdot \varphi \left[\frac{L}{(4 \alpha t)^{1/2}} \right].$$

Din tabele se cunoaște ca funcția $\varphi(u)$ are valoarea ≈ 1 pentru valori ale variabilei $u \geq 2,8$.

Rezultă că pentru $\frac{L}{(4 \alpha t)^{1/2}} = 2,8$ se obține în ZIT o temperatură de preîncălzire $\theta_0 = \theta_{0_{\max}}$ chiar dacă restul matriței este rece.

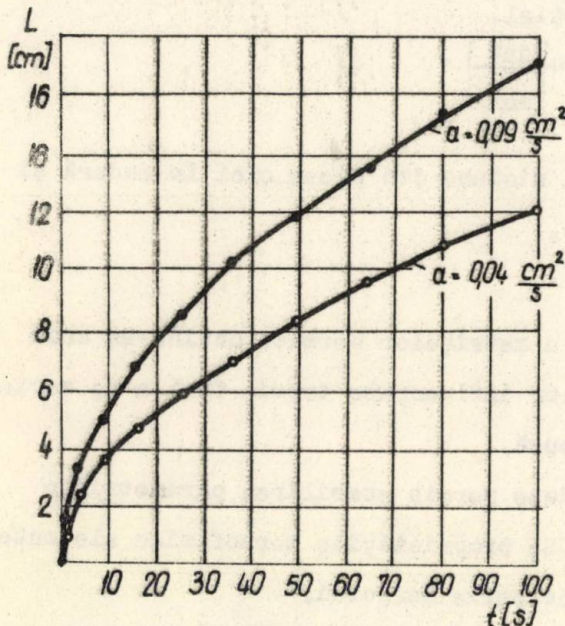


Fig. 4.

În figura 4 este reprezentată variația lungimii L de preîncălzire, necesară pentru asigurarea temperaturii de preîncălzire constante în zona de sudare, pentru o anumită perioadă t .

Viteza maximă de răcire a zonei influențate termic la o matriță preîncălzită parțial la temperatura $\theta_{0_{\max}}$, se obține pentru lungimea L la care derivata vitezei de răcire $\frac{dw}{dL} = 0$.

Valoarea acestei lungimi este $L = 2 \alpha t$ în care t este timpul în care se realizează

sudura, iar α este coeficientul de difuzabilitate termică a materialului matriței.

3. Rezultate experimentale

S-au încărcat prin sudare două materiale identice (300 x 100 x 100) din oțel MoCrNi5 cu electrozi EICr2Mo folosind energia liniară de 12 000 [J/cm] .

Primul material a fost preîncălzit în întregime la temperatura de 350°C, iar al doilea a fost încălzit la aceeași temperatură dar pe o lungime $L = 50$ [mm].

S-au măsurat duritățile în zona influențată termic și s-au obținut următoarele valori medii:

La materialul încălzit total $HV_{30} = 561 \left[\frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \right]$.

La materialul încălzit parțial:

$$HV_{30} = 684 \left[\frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \right] .$$

Nu s-au semnalat fisuri la niciuna din piese nici în sudură și nici în zona influențată termic.

Concluzii

1. Preîncălzirea parțială a matrițelor permite obținerea unor viteze optime de răcire a zonelor influențate termic fără a se varia temperatura de preîncălzire impusă.
2. Relațiile de calcul deduse permit stabilirea parametrilor tehnologici optimi, în funcție de proprietățile termofizice ale materialului sudat, precum și de geometria corpului.
3. Duritatea materialelor de dimensiuni mari încărcate prin sudare, poate fi influențată prin variația mărimii zonei preîncălzite, fără a se modifica temperatura de preîncălzire impusă.

BIBLIOGRAFIE

- [1]. George E. Dieter, Jr. - Metalurgie mecanică, Editura Tehnică, București, 1970.
- [2]. Sălăgean, T. - Fenomene fizice și metalurgice la sudarea cu arcul electric a oțelurilor, Editura Academiei, București, 1963.
- [3]. Ionescu, Gh., Marga, Gh. - Construcția transformatorului de sudare reglat în curent continuu pentru automatizarea tratamentului termic al sudurii. Comunicările celei de a V-a Conferințe de sudură și încercările de metale, Timișoara, septembrie 1965.
- [4]. Rikalin, N. N. - Rascietî teplovîh protessov pri savorke, Mașghiz, Moscova, 1951.
- [5]. Taiț, N., Iv. - Tehnologia năgreva stali, Metalurghizdat, Moscova, 1962.

SCOROBETIU L., PITIS GH.

PREINCALZIREA PARTIALA A MATRITELOR DE FORJA
IN VEDEREA INCARCARI PRIN SUDARE

Rezumat

Oțelurile aliate VCW85 și MoCN15 destinate construcției matrițelor de forjă, necesită o preîncălzire în vederea încărcării prin sudare, pentru evitarea apariției fisurilor.

În lucrare este prezentată o metodă de preîncălzire, care din punctul de vedere al consumului de energie pentru o piesă sudată, cât și sub aspectul calitativ al sudurii prezintă avantaje față de metodele cunoscute.

DAS TEILWEISE VORWÄRMEN VON SCHMIEDEGESENKEN FÜR
DIE AUFTRAGSCHWEISSUNG

Zusammenfassung

Die legierten Stähle VCW85 und MoCN15 die zur Herstellung von Schmiedegesenken verwendet werden, müssen vorgewärmt werden, damit beim Auftragschweißen keine Risse ebtstehen.

In der Arbeit wird eine Vorwörme Methode beschrieben, die vom Standpunkt des Energieverbranchs, so wie der Qualität der Schweissung, gegenüber bekonnteren Methoden Vorteile aufweist.

1975 NOV 24